



**KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GMBH**

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

**GESELLSCHAFT FÜR REAKTORSICHERHEIT mbH**

**Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte  
unter deutschen Standortbedingungen**

**Phase I B, Fachband III:  
Lecks im Primärkreislauf**

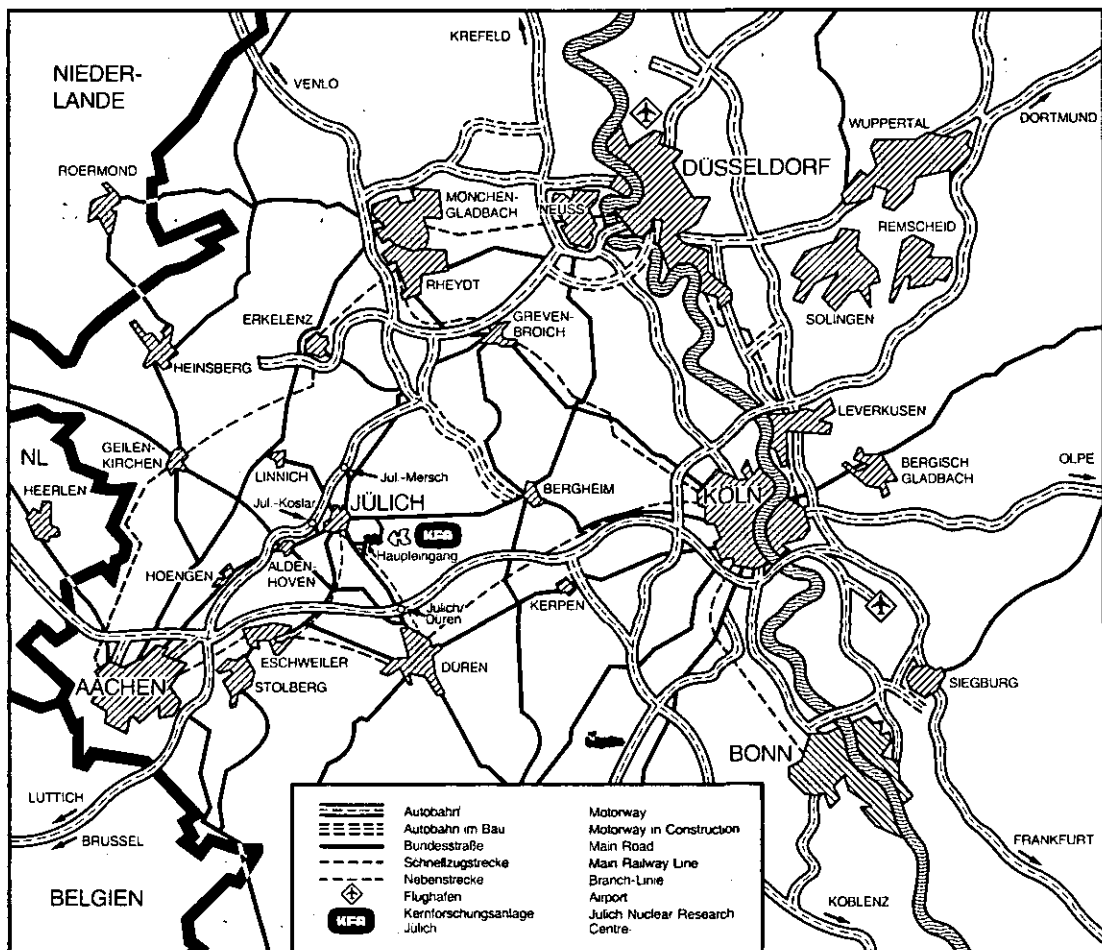
**Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie  
auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender  
Beibehaltung der Methoden und Modelle bei  
gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen**

**Referenzanlage: HTR-1160**

**Jül - Spez - 136/Bd. 4**

**Mai 1982**

ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

**Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 136/Bd. 4**

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung Jül - Spez - 136/Bd. 4

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)

Telefon: 02461/610 · Telex: 833556 kfa d

# **Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen**

## **Phase I B, Fachband III: Lecks im Primärkreislauf**

**Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie  
auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender  
Beibehaltung der Methoden und Modelle bei  
gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen**

**Referenzanlage: HTR-1160**

SICHERHEITSSTUDIE FÜR HTR-KONZEPTE UNTER DEUTSCHEN STANDORTBEDINGUNGEN  
PHASE I B, Fachband III: Lecks im Primärkreislauf

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (KFA-ISF)  
Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)

Kurzfassung

Störfälle mit Wassereinbruch in den Reaktorkern, die durch Lecks im Dampferzeuger ausgelöst werden, tragen - bedingt durch Schwächen in der Auslegung - zum Risiko des HTR-1160 bei. Das Wasser, das vor allem bei fehlerhaft isolierten Dampferzeugern in den Primärkreislauf gelangen kann, bewirkt dort infolge chemisch-physikalischer Effekte eine Erhöhung der Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas. Die gesamte Kühlgasaktivität wird dann über ein aufgedrücktes Sicherheitsventil in der Dampfleitung direkt in die Atmosphäre freigesetzt. Die kumulierten Freisetzungsanteile liegen, bezogen auf das Kerninventar, bei den relevanten Nukliden im Bereich einiger Promille bzw. Zehntelpromille (Jod). Der größte Risikobeitrag ergibt sich für die Gruppe mittlerer Dampferzeugerlecks.

Störfälle mit Druckentlastung des Primärkreislaufs liefern aufgrund geringer Häufigkeit und niedriger Auswirkungen nur einen unbedeutenden Beitrag zum Risiko des HTR-1160.

Wahrscheinlichste Ursache für eine ungewollte Druckentlastung ist das zufällige Öffnen von Sicherheitsventilen des Reaktordruckbehälters. Leckagen oder gar vollständiges Versagen der Primärkreislaufabschlüsse sind demgegenüber deutlich unwahrscheinlicher. Zu gravierenden Lufteinbrüchen mit Graphitkorrosion und erhöhter Spaltproduktfreisetzung kommt es nicht.

SAFETY STUDY FOR HTR CONCEPTUAL DESIGNS UNDER GERMAN SITING CONDITIONS  
PHASE IB, Specialized Volume III: Leakages in the Primary Circuit

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (KFA-ISF)<sup>1)</sup>  
Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)<sup>2)</sup>

SUMMARY

Accidents caused by the ingress of water into the reactor core, which are initiated by steam generator leaks, contribute - due to weaknesses in the design - to the overall risk of the HTR-1160. The water, which is able to enter into the primary circuit particularly as a result of non-orderly insulated steam generators, leads to an additional release of fission products into the coolant gas due to physico-chemical effects. The total coolant gas activity can be directly released into the atmosphere via a safety valve which is pressed open in the steam line. The accumulated release fractions of the relevant nuclides are, relative to the core inventory, in the range of a few per mil or decimil (iodine). The greatest contribution to risk originates from the group of medium-sized leaks in the steam generator.

Depressurization accidents only make an insignificant contribution to the HTR-1160 risk due to their low frequency and small consequences. The most probable cause of an depressurization of the primary circuit is the spontaneous opening and failure to close of the reactor pressure vessel's safety valves. In comparison, leakages or even complete failure of the primary circuit closures are distinctly less probable. Serious ingressses of air with graphite corrosion and increased release of fission products are not to be expected.

---

<sup>1)</sup> Institute for Nuclear Safety Research at the Nuclear Research Centre Jülich

<sup>2)</sup> Society for Reactor Safety

## Vorwort

Der Bundesminister des Innern (BMI) fördert seit 1977 eine probabilistische Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte, mit dem Ziel, Hinweise zur sicherheitstechnischen Einordnung dieses Reaktortyps und für Optimierungsmöglichkeiten zu erhalten. In der Phase I B dieses Vorhabens wurde die amerikanische Accident Initiation and Progression Analysis (AIPA) auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender Beibehaltung der Methoden und Modelle bei gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen übertragen.

Das Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich GmbH (KFA-ISF), die Gesellschaft für Reaktorsicherheit mbH (GRS) und weitere Institutionen haben die Arbeiten durchgeführt. Die fachliche Leitung der Studie lag bei W. Kröger, KFA-ISF.

Die Ergebnisse der Analysen sind in einem Hauptband zusammengefaßt, die HTR-1160-Referenzanlage ist in einem ergänzenden Bericht beschrieben. Die Analysen selbst sind in Fachbänden dokumentiert:

- F I : Allgemeine Methoden, Daten, Modelle
- F II : Transienten mit Kernaufheizung
- F III: Lecks im Primärkreislauf
- F IV : Einwirkungen von außen
- F V : Kommentare anderer, Änderungen an der Systemauslegung

Der vorliegende Fachband enthält die Analysen der Störfälle, die durch Lecks im Primärkreislauf ausgelöst werden.

Teil 1 des Berichts behandelt das Risiko von Wassereinbrüchen in den Primärkreislauf nach Lecks im Dampferzeuger.

Die Leckhäufigkeit beschreibt Kapitel A.1; Kapitel A.2 die Ereignisablauf- und Zuverlässigkeitsanalyse für Ereignisketten, die durch Lecks im Dampferzeuger ausgelöst werden. Kapitel A.3 ermittelt die Auswirkungen des Wassereinbruchs auf die Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas für die dominierenden Ereignisketten mit direkter Freisetzung in die Umgebung.

Teil 2 (Kapitel B) befaßt sich mit möglichen Risikobeiträgen der Druckentlastungsstörfälle, die durch Lecks im Primärkreislauf während des Betriebes ausgelöst werden.

Der Bericht gibt die Meinung und Auffassung der Auftragnehmer wieder und muß nicht mit der des auftraggebenden BMI übereinstimmen.

# SICHERHEITSSTUDIE FÜR HTR-KONZEPTE UNTER DEUTSCHEN STANDORTBEDINGUNGEN

FACHBAND III ZUR PHASE IB:

LECKS IM PRIMÄRKREISLAUF

## A. LECKS IM DAMPFERZEUGER

### A.1 Häufigkeit und Verteilung von Lecks im Dampferzeuger

G. Breitbach, KFA-ISF

### A.2 Ereignisablauf- und Zuverlässigkeitsanalysen zu 'Lecks im Dampferzeuger'

R. Bongartz, J. Döhler, G. Schufmann, KFA-ISF

### A.3 Analyse der Auswirkungen von 'Lecks im Dampferzeuger'

W. Burgmer, KFA-ISF

## B. DRUCKENTLASTUNG DES PRIMÄRKREISLAUFS

R. Bongartz, G. Schufmann, KFA-ISF



## A. LECKS IM DAMPFERZEUGER

### A. 1 HÄUFIGKEIT UND VERTEILUNG VON LECKS IM DAMPFERZEUGER

von

G. Breitbach, KFA-ISF

<u>INHALT</u>	<u>Seite</u>
1. Methodisches Vorgehen	1
2. Betriebsdaten von gasgekühlten Reaktoren	4
2.1 Gesamtanlagen	4
2.2 Dampferzeuger	4
3. Dampferzeugerschäden bei gasgekühlten Reaktoren bis 1979	9
3.1 Gesamtschadenszahlen	9
3.2 Schadensursachen und Schadensgrößen	9
3.3 Schäden in verschiedenen Dampferzeugerabschnitten	12
3.4 Zeitlicher Verlauf der Schäden	12
4. Ableitung einer mittleren Schadenswahrscheinlichkeit für den Dampferzeuger des HTR-1160	13
5. Leckagen mehrerer Dampferzeuger	16
Schrifttum	19

## 1. Methodisches Vorgehen

Für die Analyse von Wassereinbruch-Störfällen in den Primärkreis werden Angaben über Häufigkeit und Größen von Lecks im Dampferzeuger als auslösendes Ereignis benötigt.

Der HTR-1160 hat sechs im Spannbetonbehälter integrierte Dampferzeuger (DE), die als Säulen mit kreisförmigem Querschnitt ausgeführt sind. Abb. 1 zeigt einen HTR-1160-DE. Seine Höhe beträgt etwa 18 m bei einem Durchmesser von 4m.

Vorwärmer, Verdampfer und Teile des Überhitzers sind als Helixbündel ausgeführt. Der Endüberhitzer besteht aus einem Geradrohrbündel, während sich der Zwischenüberhitzer aus U-förmig gebogenen Rohren zusammensetzt. Die aktive Heizfläche beträgt etwa 3000 m<sup>2</sup>. Thermodynamische Daten sind aus Tab. 2 zu entnehmen.

Die Dampferzeuger des HTR-1160 sind reaktorspezifische Komponenten, für die keine direkten Betriebserfahrungen verfügbar sind. Man muß somit, um Aussagen über die Wahrscheinlichkeit von Dampferzeugerschäden machen zu können, auf relevante Daten anderer DE zurückgreifen.

In Frage kommt hier generell die Nutzung der DE-Schadensdaten von in Betrieb befindlichen gasgekühlten Reaktoren, von Leichtwasserreaktoren und von konventionellen Dampfkraftwerken.

Das Heranziehen der Schadensdaten von LWR-DE und konventionellen DE ist jedoch als nicht relevant anzusehen.

So rühren die Leckageschäden bei LWR-DE zum größten Teil von dem außerhalb der Rohre strömenden Sekundärwasser her /1/. Eine große Anzahl von Schäden wurde durch korrosionsbedingte Einschnürung ("Denting") der Heizrohre im Bereich der Rohrhalterungsplatten verursacht. Ebenfalls sind korrosionsbedingte Schädigungen im unteren Bereich der LWR-DE zu erwarten, wo es zu Schlammablagerungen kommt. Bei Dampferzeugern gasgekühlter Reaktoren treten derartige Probleme nicht auf, da das Sekundärwasser innerhalb der Heizrohre fließt.

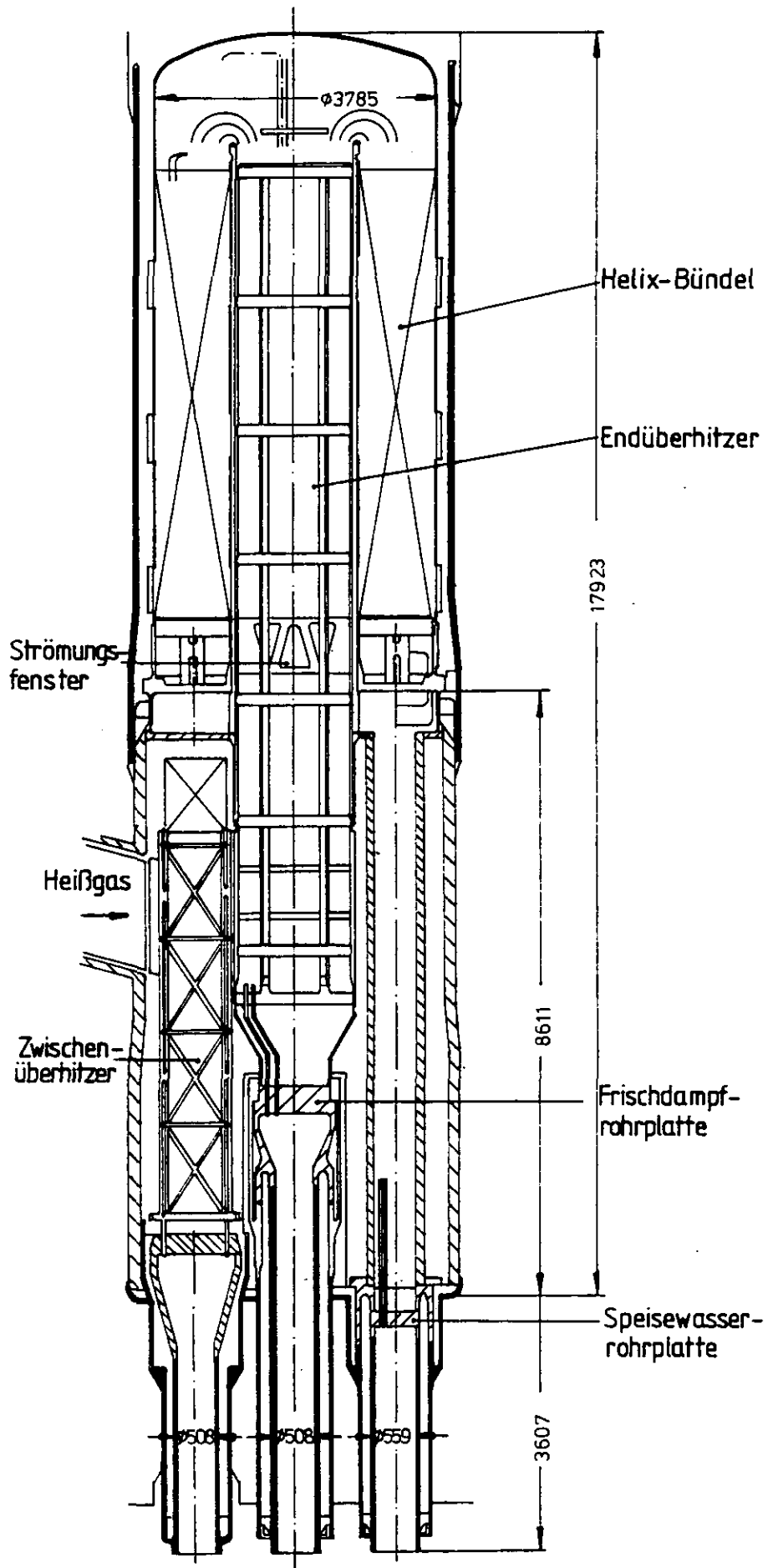


Abb. 1: Aufbau des Dampferzeugers 'Mark II'

Schadensstatistiken fossil befeuerter Dampferzeuger sind nicht relevant, da diese vor allem im Verdampfer- und Oberhitzerteil wesentlich härteren und andersartigen Belastungen ausgesetzt sind als Dampferzeuger nuklearer Anlagen. Zudem bleibt hier der Qualitätssicherungs- und Prüfaufwand hinter dem für nukleare Komponenten zurück.

Es bleiben somit die DE-Schadensdaten im Betrieb befindlicher gasgekühlter Reaktoren. Für die in England betriebenen gasgekühlten Reaktoren (Magnox, AGR<sup>1</sup>) existiert umfangreiches Material zu Dampferzeugerschäden /2/, /3/ bis 1979, das sich hauptsächlich auf die Magnox-Reaktoren bezieht.

Hinsichtlich Relevanz für die Schadenswahrscheinlichkeit des HTR-1160-DE muß erwähnt werden, daß die meisten Dampferzeuger dieser gasgekühlten Reaktoren - was Temperaturen und Drücke anbetrifft - nicht so stark beansprucht sind, wie die Dampferzeuger des HTR-1160. Eine Korrelation der Schadenshäufigkeit mit dem Grad der Beanspruchung oder der Größe der Heizfläche ist jedoch nicht feststellbar. Höher belastete Dampferzeuger sind nicht generell als anfälliger für Schädigungen anzusehen. So ist etwa bei den 24 DE der beiden Hinkley B-AGR's, die hinsichtlich Temperaturen und Drücken den HTR-1160-DE nahe stehen, in rund 75 DE-Betriebsjahren noch keine einzige Leckage durch einen Dampferzeugerschaden aufgetreten. Ebenfalls haben sich die von der Heizfläche her größten Dungeness-Dampferzeuger als sehr zuverlässig erwiesen.

Den größten Einfluß auf die Schadenshäufigkeit haben konstruktive Gestaltung, Fertigung, Prüfung sowie Einhaltung der Betriebsbedingungen. Dieses sind wichtige Feststellungen, die eine Übertragung der Schadenswahrscheinlichkeit für Dampferzeuger in Betrieb befindlicher gasgekühlter Reaktoren auf den HTR-1160-DE realistisch machen.

Somit sollen wegen des Fehlens direkter Betriebserfahrungen mit den HTR-1160-DE die DE-Schadensdaten solcher gasgekühlter Reaktoren ausgewertet werden, für die zuverlässiges Datenmaterial verfügbar ist. Schadensdaten von LWR-DE und konventionellen DE werden aus erwähnten Gründen nicht berücksichtigt.

---

<sup>1</sup>) Advanced Gas-Cooled Reactors, Nachfolger der Magnox-Reaktoren.

## 2. Betriebsdaten gasgekühlter Reaktoren

Die am längsten betriebenen gasgekühlten Reaktoren sind englische Magnox-Reaktoren, die im Laufe der sechziger Jahre errichtet wurden. Das englische Elektrizitätsversorgungsunternehmen CEGB (Central Electricity Generating Board) betreibt zur Stromerzeugung an 8 Standorten 16 derartige  $\text{CO}_2$ -gekühlte Reaktoren. Wichtige Daten der Magnox-Stationen sind in Tabelle 1 aufgeführt. Die Reaktorleistungen wurden im Laufe der Entwicklung beständig gesteigert, wobei die Wirkungsgrade (Umsetzung der thermischen in elektrische Energie) durch Erhöhung von Gas- und Dampftemperaturen bzw. Drücken verbessert wurden.

In der Tabelle wird eine Einteilung in frühe und späte Magnox-Reaktoren vorgenommen. Bei den späten Magnox-Typen (Oldbury, Wylfa) ist die druckführende Umschließung des Reaktorkerns als Spannbetonbehälter ausgeführt.

Die Magnox-Serie ist mit den Wylfa-Reaktoren ausgelaufen. Nachfolger sind die ebenfalls  $\text{CO}_2$ -gekühlten AGR-Reaktoren, bei denen höhere Gasaustrittstemperaturen erreicht werden (über  $600^\circ\text{C}$  gegenüber  $350 - 400^\circ\text{C}$  bei den Magnox-Reaktoren). Die ersten AGR-Reaktoren sind Mitte der siebziger Jahre fertiggestellt und in Betrieb genommen worden. In der Tabelle sind die beiden Hinkley B-AGR's aufgeführt. Für diese Reaktoren sind Daten zum Dampferzeugerverhalten verfügbar.

In der Bundesrepublik ist das AVR-Versuchskernkraftwerk der einzige in Betrieb befindliche gasgekühlte Reaktor. Als Kühlmittel findet Helium Verwendung, das am Kernaustritt bei einem Druck von etwa 10 - 11 bar eine Temperatur von  $950^\circ\text{C}$  erreicht.

### 2.1 Dampferzeuger

Zur Dampferzeugung kommen bei den Magnox-Reaktoren die drei gängigen Prinzipien zur Anwendung /4/, /5/:

- Naturumlaufverfahren
- Zwangsumlaufverfahren
- Zwangsdurchlaufverfahren

Typ	Name der Station	Jahr der Inbetriebnahme	Zahl der Reaktoren und Dampferzeuger		Leistung MW <sub>e</sub> und MW <sub>th</sub> pro Reaktor	
			R	DE	MW <sub>e</sub>	MW <sub>th</sub>
frühe Magnox-reaktoren (Stahlbehälter)	Berkeley	1962	2	16	138	558
	Bradwell	1962	2	12	150	531
	Hunterston A	1964	2	16	180	536
	Hinkley A	1965	2	12	250	971
	Trawsfynydd	1965	2	12	250	860
	Dungeness A	1965	2	8	275	840
	Sizewell	1965	2	8	290	948
späte Magnox-reaktoren (Spannbetonbeh.)	Oldbury	1968	2	8	300	892
	Wylfa	1971	2	8	530	1875
AGR	Hinkley	1976	2	24	620	1500
HTR	AVR Jülich	1968	1	1	15	46

Tabelle 1:  
=====

Daten gasgekühlter Reaktoren

Die Dampferzeuger der Magnox-Reaktoren wurden von 4 Herstellern gefertigt, so daß ein konstruktiv und fertigungsmäßig breites Spektrum vorliegt.

Die frühen Magnox-Reaktoren arbeiten überwiegend nach dem Zwangsumlaufprinzip. Hierbei wird über Pumpen Wasser in den Dampferzeugerrohren umgewälzt und erhitzt. Der entstehende Dampf wird in Dampftrommeln separiert, überhitzt und anschließend den Turbinen zugeleitet /6/.

Die beiden Dungeness A-Reaktoren produzieren Dampf nach dem Naturumlaufverfahren. Bei diesem Verfahren läuft das Wasser in den Rohren aufgrund von Naturkonvektion um. Die Dampfabscheidung erfolgt wie bei Zwangsumlauf in Dampftrommeln.

Die späten Magnox-Typen und die sie ablösenden AGR's haben Zwangsdurchlaufdampferzeuger, wie sie auch für Hochtemperaturreaktoren vorgesehen sind. Charakteristisch für das Durchlaufsystem ist, daß das in die Dampferzeuger eintretende Wasser vollständig am DE-Austritt als überhitzter Dampf vorliegt. Es sind hierbei keine Dampftrommeln nötig.

Erwähnt sei hier noch, daß in den Magnox-Dampferzeugern - ausgenommen Wylfa - zwei unabhängige Dampfkreisläufe unterschiedlichen Druckniveaus für HD-Turbinen und ND-Turbinen integriert sind. In Tabelle 2 sind wesentliche thermodynamische Daten zusammengestellt.

Die Dampferzeuger der frühen Magnox-Reaktoren haben die übliche Säulenform mit rundem Querschnitt. (Typische Abmessungen:  $\varnothing = 5 - 6 \text{ m}$ , Höhe Bereich 20 - 30 m) Die Heizflächen liegen in der Größenordnung  $10.000 - 50.000 \text{ m}^2$ .

Bei den späten Magnox-Reaktoren sind die Dampferzeuger zusammen mit dem Reaktorkern in einem Spannbetonbehälter untergebracht (integrierte Bauweise). Die beiden Oldbury-Reaktoren haben je sechs Dampferzeuger in üblicher Säulenform jedoch mit Viereckquerschnitt. Im Fall der Wylfa-Reaktoren ist das Dampferzeugersystem als Ringspalt um den Reaktorkern ausgebildet. In der Literatur wird es manchmal als 1 DE (siehe /4/), manchmal als 4 DE (vier  $90^\circ$ -Segmente, siehe /7/) gewertet. Das Wylfa-DE-Design ist in seiner Art einmalig. Die Schadensbilanz der DE zeigt, daß die

Station	ausgetauschte Wärme pro DE (MW)	Kaltgastemp. <sup>1)</sup> (°C)	Heißgastemp. <sup>1)</sup> (°C)	Kühlgasdruck <sup>2)</sup> (bar)	HD-Dampf °C   bar	ND-Dampf <sup>3)</sup> °C   bar
Berkeley	70	168	345	9	322   22	322   5
Bradwell	89	175	390	10	372   54	372   15
Hinkley A	162	190	378	14	363   48	349   14
Trawsfynydd	143	184	392	18	375   67	365   22
Dungeness A	210	220	410	20	393   98	395   41
Sizewell	237	220	410	19	391   48	390   19
Oldbury	223	235	412	25	400   97	393   49
Wylfa	469	230	414	28	396   48	-   - <sup>4)</sup>
Hinkley B	125	285	650	41	540   160	541   41
AVR Jülich	45	275	950	11	505   73	-   -
=====	=====	=====	=====	=====	=====	=====
HTR-1160	530	310	740	50	513   173	539   45 <sup>4)</sup>

Tabelle 2: Dampferzeugerdaten gaskühlter Reaktoren (Zum Vergleich Daten des Dampferzeugers des HTR-1160)

1) Die Temperaturen beziehen sich auf Reaktoreintritt bzw. -austritt; bei HTR-1160 auf Dampferzeugereintritt bzw. -austritt.

2) HTR-1160 und AVR Jülich sind heliumgekühlt, die anderen Reaktoren haben CO<sub>2</sub> als Kühlmittel.

3) Bis Oldbury sind 2 getrennte Dampfkreisläufe (HD, ND) installiert.

4) Zwischenüberhitzer.



in Wylfa angestrebte kompakte Bauweise gegenüber den früheren konventionellen DE keine Vorteile gebracht hat.

Das Hinkley B-AGR-Dampferzeugungssystem ist an dem Oldbury-Design orientiert. 12 DE-Säulen mit rechteckigem Querschnitt sind in integrierter Bauweise um den Kern herum angeordnet.

Der Dampferzeuger des AVR-Versuchskraftwerks ist direkt über dem Reaktorkern angeordnet /8/.

Während man bei den Magnox-Reaktoren noch mit Kohlenstoffstählen bzw. niedrig legierten Stählen auskam, mußten die Oberhitzerrohre der AGR's aus austenitischen Stählen gefertigt werden (Dampfzustände  $\sim 550^{\circ}\text{C}$ , 160 bar). Hierbei tritt als eine empfindliche, jedoch technisch beherrschbare Stelle die Verbindungsnaht (Bimetallnaht) zwischen ferritischen und austenitischen Dampferzeugerrohren auf.

Der AVR-Versuchsreaktor ist zwar der gasgekühlte Reaktor mit der höchsten Kühlgastemperatur ( $950^{\circ}\text{C}$ ) am Kernausgang, jedoch sind hier für die heißesten Dampferzeugerrohre noch warmfeste ferritische Stähle (10 CrMo 910) verwendet worden, da eine Frischdampf Temperatur von  $505^{\circ}\text{C}$  und ein Druck am Oberhitzeraustritt von 73 bar die Verwendung dieses Materials noch erlaubt.

### 3. Dampferzeugerschäden bei gasgekühlten Reaktoren bis 1979

---

In den folgenden Abschnitten werden die Schadensdaten angegeben. Schadensursachen, Schadensgrößen sowie der zeitliche Verlauf der Schadensfälle werden diskutiert.

#### 3.1 Gesamtschadenszahlen

Insgesamt sind bei den in der Tabelle 3 aufgelisteten Reaktorstationen in rund 1500 DE-Kalenderjahren 310 Leckagen aufgetreten, bei denen es sich ausschließlich um Heizrohrschäden handelte /3/.

Bei einem mittleren Betriebsalter der Dampferzeuger von rund 11,5 Jahren (es handelt sich hier um Kalenderjahre, Stillstandzeiten bzw. Teillastbetrieb sind nicht abgezogen) ergibt sich eine Fehlerhäufigkeit von 0,22 pro DE und Jahr. Die höchste Fehlerhäufigkeit weisen die Wylfa-DE auf mit fast 0,7, während die AGR noch keine Schäden aufzuweisen haben. Von den länger in Betrieb befindlichen DE haben sich die 8 DE von Dungeness A als die zuverlässigsten erwiesen. In mehr als 13 Betriebsjahren ist nur ein einziger Schaden aufgetreten.

#### 3.2 Schadensursachen und Schadensgrößen

Die meisten DE-Schäden bei den in Tabelle 3 aufgelisteten Reaktoren traten in den ersten Betriebsjahren auf und wurden auf Designfehler zurückgeführt. Unter Designfehlern sollen hier sowohl konstruktive und fertigungsbedingte systematische Mängel als auch unzulässige Abweichungen von den Auslegungsbedingungen (z.B. ungeeignete Wasserchemie) verstanden werden. Derartige systematische Fehler bewirken etwa 80 % der Schäden (siehe /3/). Die restlichen Schäden können als zufällig angesehen werden.

Die Schäden in Bradwell etwa wurden hauptsächlich durch schlechte Schweißnähte verursacht, die bereits nach kurzer Betriebszeit zu Wassereinbrüchen führten. Die Schäden in Trawsfynydd

resultierten aus Korrosionseffekten durch inadäquate Wasserchemie.

Allgemeine Schadensursachen, die zu DE-Lecks in gasgekühlten Reaktoren führen, sind im wesentlichen

- Korrosion durch schlechte Speisewasserqualität
- Korrosions- Erosionseffekte
- Ermüdung durch Schwingungen
- Fretting durch Schwingungen

Das typische Dampferzeugerleck entwickelt sich durch Erosion des vom Sekundärkreis in den Primärkreis tretenden Wassers (bzw. Wasserdampfes) von kleinsten Abmessungen bis hin zu Querschnitten, die zu deutlichen Erhöhungen der Feuchtemengen im Kühlgas führen. Solche Entwicklungsprozesse können Tage bis Monate dauern. Maximal entstehen hierbei Lecks bis hin in den  $\text{mm}^2$ -Bereich.

Große Lecks im  $\text{cm}^2$ -Bereich sind seltene Ereignisse. Sie setzen massive größerflächige Dünnungen der Rohrwände voraus. Beispielsweise kann etwa in Rohrkrümmungen bedingt durch lokale thermische Wechselbeanspruchungen die wasserseitige Magnetitschicht laufend zerstört werden (Abplatzen, Neuaufbau, erneutes Abplatzen usw.), was zu einem hohen Wandstärkeschwund führen kann. Bei den in Tabelle 3 aufgelisteten Reaktoren ist nur bei insgesamt 1500 DE-Betriebsjahren 1 solches großes Leck im Hunterstone A aufgetreten.

Größere Schäden, wie beispielsweise das gleichzeitige Versagen mehrerer Rohre - etwa verursacht durch eine schlagende Rohrleitung - haben sich bisher bei den angegebenen Reaktoren nicht ereignet. Ebenfalls liegen Schäden, die in ihrer Schwere dem für den HTR-1160 hypothetisch unterstellten Versagen von Rohrplattenanschlußzylindern entsprechen, außerhalb jeder Erfahrung.

Station	Zahl der DE	Betriebsjahre	DE-Betriebsjahre	Rohrschäden
Berkeley	16	16,5	264	10
Bradwell	12	16,5	198	112 a)
Hinkley A	12	14	168	4
Trawsfynydd	12	14	168	39 b)
Dungeness A	8	13,5	108	1
Sizewell	8	13	104	16 c)
Oldbury	8	11,5	92	6
Wylfa	8	8,5	68	46 d)
Hunterston A	16	11 (bis 1975)	176	75 e)
Hinkley B	24	3	72	0
AVR	1	10	10	1
			= 1428	= 310

Tabelle 3: Dampferzeugerschäden gasgekühlter Reaktoren  
=====

- a) Hauptsächlich Schweißfehler, die in den ersten Betriebsjahren im Hochdruckteil zu Leckagen führten.
- b) Die meisten der Leckagen durch schlechte Wasserqualität bedingt (hauptsächlich HD-Teil).
- c) 10 Rohrschäden im 7. und 8. Betriebsjahr im HD-Teil, 3 Leckagen nach 1975 im ND-Teil.
- d) Korrosion, Erosion (Fretting), Designfehler
- e) Überwiegend Schäden im ND-Teil, die in den ersten Betriebsjahren auftraten; 1 großes Leck im  $\text{cm}^2$ -Bereich im HD-Oberhitzer.

### 3.3 Schäden in verschiedenen Dampferzeugerabschnitten

Die Magnox-Reaktoren (außer Wylfa) besitzen zwei druckmäßig unterschiedlich belastete Dampfkreisläufe (HD-Kreis, ND-Kreis). Vom jeweiligen Betriebsbeginn bis 1975 liegen Angaben über die Verteilung der DE-Schäden auf die beiden Kreisläufe vor /2/. Insgesamt teilten sich 251 Rohrschäden auf 86 im ND-Teil und 165 im HD-Teil auf. Dabei entfielen allein 90 HD-Schäden mit Schwerpunkt im Vorwärmerbereich auf Bradwell, während Hunterston mit 55 Leckagen - Schwerpunkt Überhitzer - im ND-Kreis dominierte.

In /3/ wird berichtet, daß die Schadensverteilung über die DE-Abschnitte Vorwärmer, Verdampfer und Überhitzer in der Zeit von 1975 bis 1979 im wesentlichen als gleichmäßig betrachtet werden kann.

Bemerkt sei hier, daß der AVR-Hochtemperatur-Versuchsreaktor ein kleines Leck im Überhitzerteil hatte /9/. Ebenfalls ein kleines Leck in den heißen DE-Bereichen hat sich in dem einzigen kommerziell betriebenen HTR Fort St. Vrain gebildet, was in einem Vortrag auf der Jahrestagung Kerntechnik 80 /10/ erwähnt wurde.

### 3.4 Zeitlicher Verlauf der Schäden

In Abschnitt 3.2 wurde bereits erwähnt, daß die meisten Schäden in den ersten Betriebsjahren auftraten. In der folgenden Tabelle 4 sind für 8 Magnox-Stationen mit insgesamt  $N = 92$  DE die Schadenszahlen der einzelnen Betriebsjahre über einen Zeitraum von 8 Jahren aufgeführt.

Die kumulierte Schadenszahl pro DE und Jahr fällt von 0,8 auf etwa 0,3, ein deutlicher Hinweis dafür, daß Designfehler besonders während der ersten Betriebszeit zu Schäden führen.

t (Jahr)	Schäden im t-ten Jahr	kumulierte Fehlerzahl $\Sigma$	$\frac{\Sigma}{N \cdot t}$
1	75	75	0,815
2	64	139	0,755
3	41	180	0,652
4	13	193	0,524
5	19	212	0,461
6	3	215	0,389
7	6	221	0,343
8	9	230	0,313

Tabelle 4 : Zeitlicher Schadensverlauf für 8 Magnox-  
=====  
Stationen mit N = 92 DE über einen Zeit-  
raum von 8 Jahren

Approximiert man  $\Sigma / (N \cdot t)$  durch eine Funktion f der Form  $f = A \cdot t^{\beta}$ , so erhält man  $f = 0,96 \cdot t^{-0,49}$  (t in Jahren). Die Größe  $\Sigma / (N \cdot t)$  zeigt also in etwa ein  $1/\sqrt{t}$  Verhalten; bzw. die kumulierte Fehlerzahl  $\Sigma$  ( $\Sigma = N \cdot A \cdot t^{\beta+1}$ ) ist etwa proportional  $\sqrt{t}$ .

#### 4. Ableitung einer mittleren Schadenswahrscheinlichkeit für den Dampferzeuger des HTR-1160

Es soll zuerst kurz die Übertragbarkeit der vorliegenden Schadensdaten auf den DE des HTR-1160 begründet werden.

Aus Tabelle 2 ist ersichtlich, daß der HTR-1160-DE tempera-  
tur- und druckmäßig der am höchsten beanspruchte DE ist, so  
daß auf den ersten Blick die Übertragbarkeit problematisch  
erscheint.

Eine genauere Betrachtung der Schadensdaten zeigt jedoch, daß die Schadenshäufigkeiten für die einzelnen Anlagen weder mit der geometrischen Größe der DE noch mit der thermischen und druckmäßigen Belastung ansteigen. So haben gerade die Dampferzeuger mit der größten Heizfläche, nämlich die der Dungeness A-Anlage, in ihrer gesamten Betriebszeit nur eine Leckage aufzuweisen. Weiterhin ist auch bei den AGR-DE, die im Hinblick auf Temperaturen und Drücke nahe an den HTR-1160-DE herankommen, noch kein einziger Leckschaden aufgetreten. Haupteinflußgrößen auf die Schadenshäufigkeiten sind vielmehr Konstruktion, Fertigung, Prüfung und Einhalten der Betriebsbedingungen. Insofern sind die vorliegenden Schadenshäufigkeiten relevant für den HTR-1160, zumal die Dampferzeuger der aufgeführten Anlagen ein konstruktiv breites Spektrum aufweisen.

Es ist sinnvoll, vor der Ableitung einer mittleren Schadenshäufigkeit aus dem vorliegenden Datenmaterial die aufgetretenen Schäden kritisch zu betrachten. Die vielen Leckagen der Bradwell-DE rühren hauptsächlich von systematischen Schweißfehlern her. Die Wylfa-Dampferzeuger weisen ein ungewöhnliches Design auf, das abweichend von der ursprünglichen Konzeption aus Platzgründen noch konstruktiv abgeändert wurde. Von Betriebsbeginn an traten Schwierigkeiten mit diesen Dampferzeugern auf.

Die Schäden in Wylfa und Bradwell sollen für die Ableitung der Schadenseintrittswahrscheinlichkeit nicht berücksichtigt werden, wodurch den Fortschritten und dem Lernprozess in der DE-Entwicklung Rechnung getragen werden soll.

Vernachlässigung von Bradwell und Wylfa führt auf 152 Schäden in 1162 DE-Betriebsjahren, woraus sich eine mittlere Schadenszahl von 0,13 Schäden pro DE und Jahr ergibt (im Mittel also 1 Schaden pro DE in etwa 7,5 Jahren).

Bei den Heizrohrschäden handelt es sich bis auf eine Ausnahme um kleine Lecks, die sich höchstens bis in den mm-Bereich aufweiten. Unter HTR-1160 Bedingungen würde ein Leckquerschnitt von  $1 \text{ mm}^2$  speisewasserseitig zu einer Wassereinbruchsrates im Bereich 0,1 kg/sec. führen.

Heizrohrschäden im  $\text{cm}^2$ -Bereich sind seltene Ereignisse. Es ist lediglich 1 derartiges Leck in einem Krümmer des Verdampfer-teils in Hunterston A aufgetreten. Bezogen auf 1162 DE-Betriebsjahre erhält man somit einen Wert  $9 \cdot 10^{-4}$  pro DE und Jahr für Leckquerschnitte im  $\text{cm}^2$ -Bereich. Die Leckrate unter HTR-1160-Bedingungen liegt für  $1 \text{ cm}^2$  auf der Speisewasserseite bei etwa  $10 \text{ kg/sec}$ .

Größere Schäden, die in ihrer Schwere dem für den HTR-1160 hypothetisch unterstellten Versagen eines Rohrplattenanschlußzylinders entsprechen, liegen außerhalb jeglicher Erfahrung. In Ermangelung von Erfahrungswerten soll für das Versagen des Anschlußzylinders ein in WASH-1400 /11/ angegebener Wert von  $10^{-6}$  pro m und Jahr, der sich auf Leckagen von dickwandigen Rohrleitungen bezieht, zugrunde gelegt werden. Die Länge der Zylinder liegt in der Größenordnung m, so daß man eine Versagenshäufigkeit von  $10^{-6}$  pro DE und Jahr erhält.

Mit Blick auf die Auswirkungen von Wassereinbruch-Störfällen (Kapitel A.3) erscheint die im folgenden angegebene Leckagegrößeneinteilung sinnvoll. Die bei den einzelnen Kategorien angegebenen Eintrittshäufigkeiten H werden weiter unten erläutert.

Bemerkt sei hier noch, daß es sich um eine zeitlich gemittelte Eintrittshäufigkeit für einen über rund 10 Jahre betriebenen Dampferzeuger handelt. Man sollte im Auge behalten, daß bei Betriebsbeginn die Schadenshäufigkeit höher ist als nach langjährigem Betrieb.

1. Kategorie: Kleine Lecks mit Ausströmraten bis  $0,5 \text{ kg/sec}$ ;  $H_1 = 0,13$  pro DE und Jahr (bzw. bei 6 DE pro Reaktor  $H_1 = 0,8$  pro Reaktor und Jahr)
2. Kategorie: Mittlere Lecks mit  $0,5 - 10 \text{ kg/sec}$ ;  $H_2 = 1,1 \cdot 10^{-2}$  pro DE und Jahr (bzw. bei 6 DE pro Reaktor,  $H_2 = 7 \cdot 10^{-2}$  pro Reaktor und Jahr)
3. Kategorie: Große Lecks über  $10 \text{ kg/sec}$ ;  $H_3 = 3 \cdot 10^{-5}$  pro DE und Jahr (bzw. bei 6 DE pro Reaktor,  $H_3 = 1,8 \cdot 10^{-4}$  pro Reaktor und Jahr).



Die überwiegende Zahl der Lecks fällt in die 1. Kategorie, so daß der Wert von 0,13 ein Maß für die Häufigkeit von kleinen Lecks ist. Der Unsicherheitsfaktor  $U_1$  ergibt sich aus den Schadenshäufigkeitsschwankungen der einzelnen Anlagen zu  $U_1 = 5$ .

Für mittlere Lecks ist nur ein Wert an der oberen Kategoriegrenze verfügbar ( $9 \cdot 10^{-4}$  für Lecks im  $\text{cm}^2$ -Bereich). Um einen Überhang der kleinen Lecks in die zweite Kategorie hinein zu berücksichtigen, wird  $H_2$  als geometrisches Mittel aus 0,13 und  $9 \cdot 10^{-4}$  gewählt. Der Unsicherheitsfaktor  $U_2$  ergibt sich hier wegen des großen Unterschiedes der beiden geometrisch gemittelten Größen zu  $U_2 = 12$ .

Entsprechend resultiert der Wert für große Lecks aus dem geometrischen Mittel von  $9 \cdot 10^{-4}$  (Lecks im  $\text{cm}^2$ -Bereich) und von  $10^{-6}$  (Versagenshäufigkeit für Rohrplattenanschlußzylinder), wobei der Unsicherheitsfaktor aufgrund der gleichen Überlegungen wie eben zu  $U_3 = 30$  angenommen wird.

Die Eintrittshäufigkeit für Heizrohrschäden ist hier etwa viermal größer angesetzt als in der AIPA-Studie. In AIPA wurden seinerzeit alle auf Designfehler beruhenden Schäden ausgefiltert und nur 'zufällige' Schäden zugelassen, woraus ein Wert von 0,2 Schäden pro Reaktor und Jahr resultierte.

In dieser Arbeit werden Designfehler nicht generell ausgeschlossen. Fortschritte in der DE-Entwicklung werden durch die Vernachlässigung der Schäden in Bradwell und Wylfa berücksichtigt.

## 5. Leckagen mehrerer Dampferzeuger

Häufigste Ursache für Leckagen an Dampferzeugern sind nach der ausgewerteten Schadensstatistik Auslegungs- und Herstellungsfehler. Von diesen Fehlern können alle Dampferzeuger betroffen sein. Es ist daher nicht auszuschließen, daß ein Wassereinbruch auftreten könnte, der auf mehrere Leckagen in unterschiedlichen Dampferzeugern zurückzuführen ist.

Leckagen mehrerer Dampferzeuger als einleitendes Ereignis eines Wassereinbruchstörfalles können nur dann eine Bedeutung für die

Untersuchungen dieser Störfallgruppe haben, wenn dadurch

- die Häufigkeit von größeren Wassereinbruchsraten wesentlich erhöht wird,
- oder wenn sich andere Störfallabläufe als bei Einzelfehlern ergeben.

Hinsichtlich der Abschätzung der Eintrittshäufigkeit eines Wassereinbruchs durch gleichzeitiges Versagen mehrerer Dampferzeuger ist zu klären, ob das Versagen von mehreren Dampferzeugern als 'Fehler aus gemeinsamer Ursache' (Common-Mode-Fehler) im Sinne der üblichen Interpretation anzusehen ist.

Unter 'Fehlern aus gemeinsamer Ursache' werden Fehler verstanden, die mehrere Stränge eines redundanten Systems aufgrund eines bei ihnen allen vorliegenden Mangels oder eines sie alle betreffenden äußeren Einflusses innerhalb des zu betrachtenden Zeitbereichs gleichzeitig außerstande setzen, die geforderte Funktion zu erfüllen, so daß nicht tolerierbare Auswirkungen auf das Gesamtsystem auftreten.

Die bisher beobachteten Leckagen von Dampferzeugern waren nach Abschnitt 3.2 bis auf eine Ausnahme der Klasse kleiner Lecks zuzuordnen. Das registrierte größere Leck war nicht auf ein Common-mode Versagen mehrerer Dampferzeuger zurückzuführen. Ein Wassereinbruch, verursacht durch mehrere kleine Lecks, die sich zu einem mittleren Leck oder zu einem großen Leck addieren, ist bisher in 1500 Betriebsjahren noch nicht beobachtet worden. Die Wahrscheinlichkeit für derartige Ereignisse scheint klein zu sein.

Einige Gründe, wie Wasserchemie oder fehlerhafte Schweißnähte sind zwar potentielle Common-mode-Ursachen für Leckagen; ihre Auswirkungen wie z.B. Korrosion, Erosion oder die Ausbildung von Rissen, die dann zu den Lecks führen, sind jedoch als stochastische Prozesse zu betrachten. Nach den ausgewerteten Schadensberichten kann angenommen werden, daß die zeitliche Verteilung auf derartigen gemeinsamen Ursachen beruhenden Schäden so breit ist, daß mehrere Leckagen in verschiedenen Dampferzeugern als auslösendes Ereignis eines Störfalles zwar denkbar, aber doch

sehr unwahrscheinlich sind. Die bisherigen Erfahrungen rechtfertigen die Aussage, daß ein mittleres Leck in einem Dampferzeuger durch einen Einzelfehler, für den eine Häufigkeit von  $1 \cdot 10^{-2}/a$  und DE abgeschätzt wurde, um mindestens eine Größenordnung häufiger ist als das Auftreten mehrerer kleiner Lecks in unterschiedlichen DE, die sich zu einem mittleren Leck addieren. Diese Aussage gilt erst recht für die Addition von kleinen Lecks zu großen oder mittleren zu großen Leckagen.

Der Störfallablauf nach einem angenommenen Versagen mehrerer Dampferzeuger unterscheidet sich bei gleichen Wassereinbruchsmengen nicht vom Ereignisablauf nach einem Einzelfehler mit falscher Identifikation eines intakten Dampferzeugers an Stelle des defekten, ist aber seltener als dieser. In beiden Fällen wird der Wassereinbruch nach Absperren des automatisch identifizierten Dampferzeugers nicht beendet. Erst die manuelle oder automatische Abschaltung des Hauptkühlsystems und die Anforderung des Hilfskühlsystems verhindern die Fortsetzung des Wassereinbruchs.

Zusammenfassend kann festgestellt werden:

- Leckagen mehrerer Dampferzeuger führen zu keinen neuen Sequenzen von Wassereinbruchstörfällen.
- Die Addition mehrerer Lecks einer Kategorie zu einer Leckage der höheren Kategorie ist nach den Betriebserfahrungen wesentlich seltener (um mindestens eine Größenordnung) als ein Einzelfehler der höheren Kategorie.

Schrifttum

- /1/ R. Garnsey  
Corrosion of PWR Steam Generators  
Nucl. Energy, 1979, Vol. 18, No. 2, S. 117 - 132
- /2/ L. Cave, R.S. Gow, P. Laing  
Failures Experienced in the Boilers of UK Nuclear  
Power Stations  
BNFL/CEGB/JAPC/SSEB, Meeting 1975
- /3/ L. Cave  
Analysis of Failure Data for Boiler Tubes in CEGB  
Reactors (s. Fachband II.D.1)
- /4/ H.J. Bomelburg, W.G. Schützendübel  
Operating Experience with Steam Generators in Gas  
Cooled Reactors  
GA (General Atomic) - A 13036, Sept. 1974
- /5/ J. Merz, U. Witte  
Dampferzeuger für gasgekühlte Reaktoren  
Jahrbuch der Dampferzeugungstechnik, Vulkan-Verlag,  
Essen, 3. Ausgabe 1976/77
- /6/ Directory of Nuclear Reactors  
International Atomic Energy Agency, Wien
- /7/ F. Dixon, H.K. Simons  
The Central Electricity Generating Board's Nuclear  
Power Stations  
A Review of the First 10 Years of Magnox Reactor Plant  
Performance and Reliability  
J. Brit. Nucl. Energy Soc., 13, 1974, S. 9 - 38
- /8/ Informationsschrift AVR-Versuchskraftwerk, 1976
- /9/ Arbeitsgemeinschaft Versuchsreaktor GmbH (AVR)  
Atom + Strom, Jg. 25 (1979), Heft 2
- /10/ G. Bramblett, L. Meyer, W. Simon, F.E. Swart  
Fort St. Vrain Status and Outlook  
Tagungsbericht Jahrestagung Kerntechnik 1980, Berlin
- /11/ Reactor Safety Study; An Assessment of Accident Risks in  
US Commercial Nuclear Power Plants,  
Appendix III and IV: Failure Data, US Nuclear Regulatory  
Commission PB-248 204, 1975

## A. LECKS IM DAMPFERZEUGER

### A.2 EREIGNISABLAUF- UND ZUVERLÄSSIGKEITSANALYSEN ZU LECKS IM DAMPFERZEUGER

von

R. Bongartz    KFA-ISF

J. Döhler        "

G. Schufmann    "

<u>INHALT</u>	Seite
1.        EINLEITUNG	1
2.        SYSTEMANALYSE	3
2.1       Feuchtemeßsystem	3
2.1.1     Systembeschreibung	3
2.1.2     Verzögerungen in der Feuchtemessung	5
2.1.3     Identifizierung eines defekten Dampferzeugers	5
2.1.4     Detektion der Feuchte in einem intakten Dampferzeuger	6
2.1.5     Mögliche Operateuraktionen bei kleinen Leckagen	8
2.1.6     Ausfall der Feuchtemessung im defekten Dampferzeuger	9
2.1.7     Ausfall der Feuchtemessung	12
2.1.8     Versagen der Feuchteverriegelung der Dampferzeuger und Hilfswärmetauscher	14
2.2       Reaktorschnellabschaltung	14
2.2.1     Reaktorschnellabschaltung bei kleinen Dampferzeuger-Lecks	15
2.2.2     Reaktorschnellabschaltung bei mittleren Dampferzeuger-Lecks	15
2.2.3     Reaktorschnellabschaltung bei großen Dampferzeuger-Lecks	16
2.3       Dampferzeugerabschaltung	17
2.3.1     Absperrung der Speisewasserleitung	18
2.3.1.1   Fehlerbaum 'Speisewasserseitige Absperrung'	20
2.3.1.2   Fehlerbaum 'Dampfseitige Absperrung'	20
2.3.2     Dampferzeuger-Entlastung	22
2.3.2.1   Fehlerbaum 'Dampferzeuger-Entlastung'	24
2.3.2.2   Abschluß der Dampferzeuger-Entlastung	24

	Seite
2.3.3 Ereignisbaum 'Dampferzeuger-Abschaltung'	28
2.4 Frischdampf-Sicherheitsventil	30
2.4.1 Funktionsweise	30
2.4.2 Ventilversagen bei normalen Betriebsbedingungen	32
2.4.3 Ventilversagen unter extremen Betriebsbedingungen	32
2.5 Nachwärmeabfuhr	35
2.5.1 Nachwärmeabfuhr mit dem Hauptkühlsystem	35
2.5.1.1 Ausfälle des Hauptkühlsystems beim Übergang auf NWA-Betrieb	35
2.5.1.2 Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem	39
2.5.1.3 Ausfälle des Hauptkühlsystems durch Fehler in der Hilfsdampfversorgung	39
2.5.1.4 Langfristige NWA mit dem Hauptkühlsystem	40
2.5.1.5 Abschaltung des Hauptkühlsystems bei fehlerhafter Dampferzeuger-Isolierung	40
2.5.2 Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem	44
2.5.2.1 Startversagen des Hilfskühlsystems	46
2.5.3 Wiederherstellung der Nachwärmeabfuhr	46
2.5.3.1 Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems	46
2.5.3.2 Wiederinbetriebnahme des Hilfskühlsystems	48
2.5.4 Ereignisbaum 'Nachwärmeabfuhr'	48
2.6 Linerkühlung	50
2.7 Abpumpen von Primärkühlmittel	50
3. STÖRFALLABLAUF NACH LECKS IM DAMPFERZEUGER	52
3.1 Störfallablauf 'Mittleres Leck im Dampferzeuger'	52
3.2 Störfallablauf 'Kleines Leck im Dampferzeuger'	56
3.3 Störfallablauf 'Großes Leck im Dampferzeuger'	60
Schrifttum	63
Abbildungen	64
Tabellen	65

## 1. Einleitung

Der HTR besitzt zur Erkennung und Beherrschung von Dampferzeuger-Rohrbrüchen in jedem Dampferzeuger und Hilfswärmetauscher ein dreisträngig aufgebautes Feuchtemeßsystem, das kontinuierlich den Feuchtegehalt des Kühlgases mißt. Oberhalb 600 ppm löst das Reaktorschutzsystem die Reaktorschnellabschaltung und die Abschaltung und Entlastung des defekten Dampferzeugers bzw. Hilfswärmetauschers aus. Die Abschaltung weiterer Dampferzeuger oder der Hilfswärmetauscher durch die umgewälzte Feuchte verhindern Verriegelungen im Reaktorschutzsystem. Die Nachzerfalls- und Speicherwärme kann über die restlichen fünf Dampferzeuger des Hauptkühlsystems abgeführt werden.

Zum Antrieb der Hauptgebläse und der Speisewasserpumpen muß der Operateur nach spätestens 20 min Hilfsdampf zuschalten; andernfalls wird der Betrieb des Hauptkühlsystems durch das Reaktorschutzsystem beendet und das Hilfskühlsystem angefordert.

In Kapitel A.1 wurde die Häufigkeit der in drei Klassen eingeteilten Dampferzeuger-Lecks ermittelt:

- . kleine Lecks (bis 0,5 kg/s) zu  $8 \cdot 10^{-1}$ /Reaktor-Jahr, Unsicherheitsfaktor 5
- . mittlere Lecks ( 0,5 - 11 kg/s) zu  $7 \cdot 10^{-2}$ /Reaktor-Jahr, Unsicherheitsfaktor 12
- . große Lecks ( 11 - 41 kg/s) zu  $2 \cdot 10^{-4}$ /Reaktor-Jahr, Unsicherheitsfaktor 30

Im folgenden Kapitel werden die möglichen Abläufe von Wassereinbruch-Störfällen und die Zuverlässigkeit der zur Störfallbeherrschung vorgesehenen Sicherheits-einrichtungen mit Hilfe der Ereignis- und Fehlerbaum-Methode ermittelt. Die Leckgröße hat dabei, abgesehen vom Feuchtemeßsystem, keinen Einfluß auf die Systeme und deren Zuverlässigkeit.

In Abb. 1 sind die wesentlichen Ereignisabläufe nach mittleren Lecks im Dampferzeuger dargestellt. Die geringfügigen Unterschiede in den Ereignisabläufen der beiden anderen Klassen werden in Abschnitt 3 behandelt.

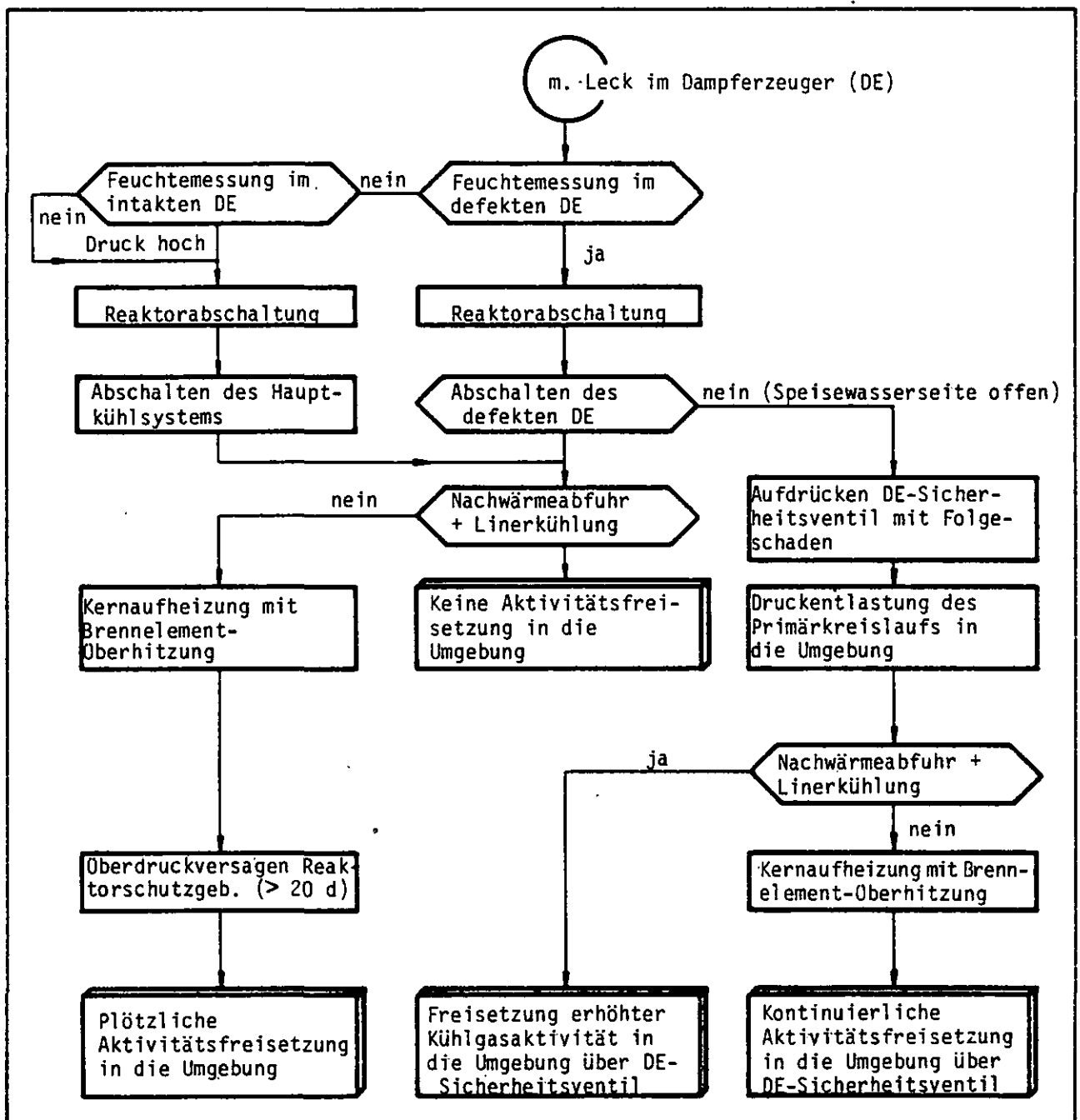


Abb. 1: Ereignisablauf 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' (HTR-1160)



## 2. SYSTEMANALYSE

### 2.1 Feuchtemeßsystem

#### 2.1.1 Systembeschreibung

Für die Systemanalyse mußte das HTR-1160-Feuchtemeßsystem wegen z.T. nicht ausreichender Unterlagen an das Feuchtemeßsystem des THTR /1/ angelehnt werden.

Die Abbildung 2 zeigt schematisch den Aufbau des HTR-1160-Feuchtemeßsystems. Jeder Dampferzeuger (DE) besitzt 3 x 3 Entnahmeleitungen, durch die aus dem Raum vor dem Zwischenüberhitzer(ZÜ)-Eintritt, dem Hochdruck (HD)-Bündel-Austritt und dem Rohrverteilungsraum im unteren Teil des DE kontinuierlich auch bei abgeschaltetem DE Gasproben entnommen werden. Von den drei Meßorten wird je eine Entnahmeleitung zu einer Meßgasleitung zusammengefaßt. Zur Überwachung und Regelung des Meßgasstromes besitzt jede Meßgassammelleitung vor dem Feuchtefühler eine Durchflußmessung und ein Durchfluß-Regelventil.

Die Feuchtebestimmung erfolgt mittels Impedanzhygrometers durch Messung der Wasserdampf-Partialdrücke, die zu einer Impedanzänderung des Feuchtefühlers führen und vom Elektronikteil in Taupunkttemperaturangaben verarbeitet werden /2/.

Drei Hilfsgebläse entnehmen jeweils  $10 \text{ Nm}^3/\text{h}$  Primärgas aus den Dampferzeugern und führen es, bevor es an den Feuchtefühlern vorbeigeleitet wird, über eine Kühlschleife (6 m), in der das Gas auf ca.  $40^\circ\text{C}$  abgekühlt wird.

Anschließend wird es dem Primärkreis wieder zugeführt. Die Entfernung zwischen Entnahmestelle und Meßgeber beträgt etwa 22 m, die Gasgeschwindigkeit 6 m/s /3/.

Die Ausgangssignale der drei Meßkanäle werden vom Reaktorschutzsystem nach einem '2v3' Auswahlverfahren ausgewertet. Jedem Meßkanal ist ein Grenzwertmelder zugeordnet, der von einem Taktgeber mit Impulsen beaufschlagt, die statischen Signale in dynamische verwandelt.

Bei Überschreitung des Grenzwertes (600 ppm) werden die dynamischen Signale an die RSS-Logik weitergegeben.

Der Grenzwert löst die Reaktorschnellabschaltung (RESA) sowie die Abschaltung und Entlastung des identifizierten DE aus.

Gleichzeitig werden die Feuchtegrenzwerte für die restlichen 5 Dampferzeuger und für die 4 Hilfswärmetauscher verriegelt, damit die umgewälzte Feuchte nicht automatisch weitere Loops abschaltet.

Von der Warte kann die Abschaltverriegelung einzeln aufgehoben und weitere DE oder Hilfswärmetauscher (HWT) per Handbefehl abgeschaltet werden.

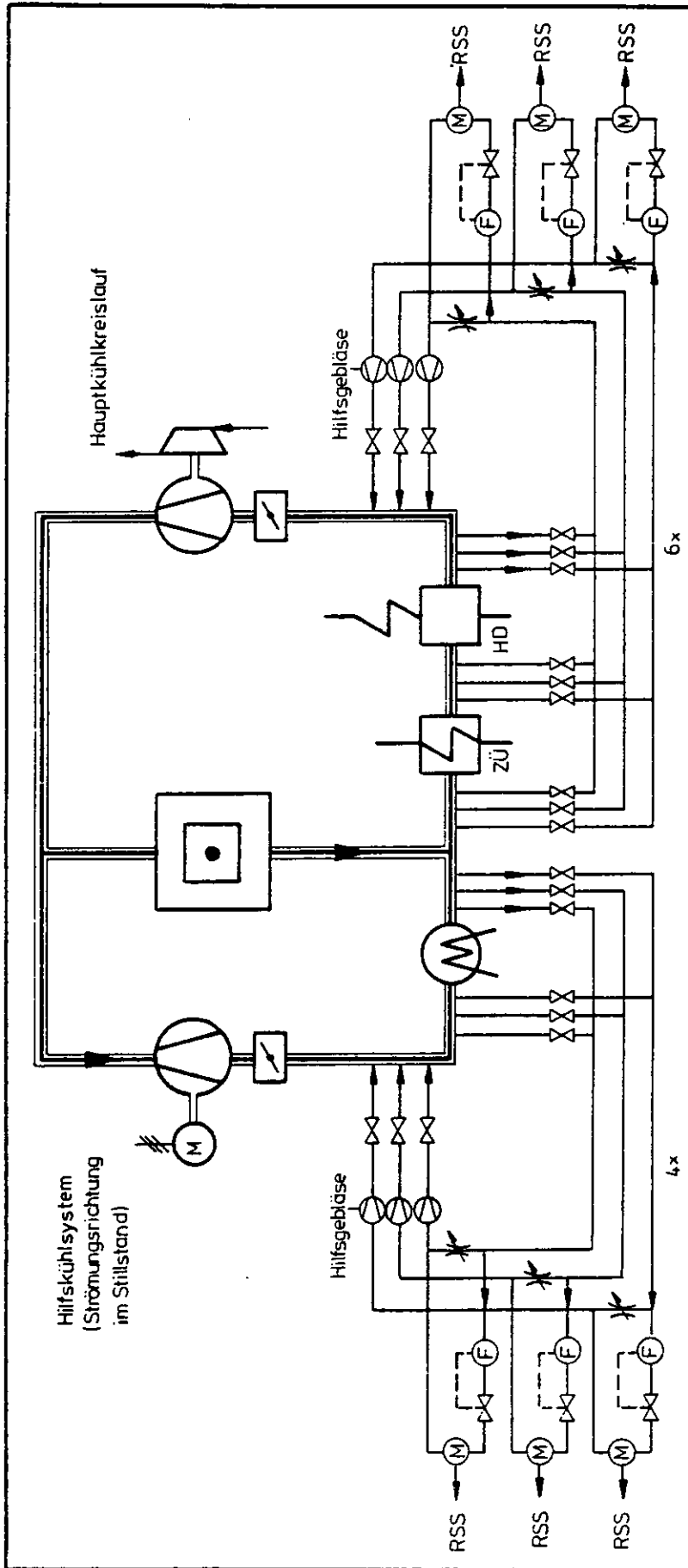


Abb. 2: Schema der HTR-1160 Feuchtemessung

### 2.1.2 Verzögerungen in der Feuchtemessung

Die Verzögerungen bei der Feuchtemessung setzen sich zusammen aus:

- $t_1$  = Zeit, die die Feuchtwolke von der Fehlerstelle bis zur Entnahmestelle benötigt
- $t_2$  = Transportzeit im Entnahmesystem und
- $t_3$  = Ansprechzeit des Meßgebers

In /3/ ist für  $t_1$  ca. 1 s und für  $t_2 \leq 4$  s angegeben. Die Ansprechzeit des Meßgebers ( $t_3$ ) ist abhängig von der Anfangskonzentration der Feuchte im Meßgas.

In der folgenden Tabelle sind für verschiedene Feuchtegrenzwerte die Ansprechzeiten des Meßgebers in Abhängigkeit von der Anfangskonzentration aufgeführt /4/:

Leckrate kg/s	H <sub>2</sub> O Anfangs- partialdruck pat	Konzentration ppm	Ansprechzeit bis zum Erreichen von					
			1 ppm	2 ppm	10 ppm	100 ppm	500 ppm	
2,22.10 <sup>-3</sup>	400	10	10s	40s	-	-	-	
1,1 .10 <sup>-2</sup>	2000	50	5s	-	10s	-	-	
1,1 .10 <sup>-1</sup>	20000	500	1s	-	2s	2,5 s	5 s	
25	4 . 10 <sup>6</sup>	10 <sup>5</sup>	extrapoliert					1 s

Der geringe Meßgasstrom von  $10 \text{ Nm}^3/\text{h}$  im Feuchtemeßsystem des HTR-1160 (THTR:  $40 \text{ Nm}^3/\text{h}$ ) hat keinen wesentlichen Einfluß auf die Ansprechzeit des Meßgebers, wie Versuchsergebnisse mit Gasdurchsätzen von  $5 \text{ Nm}^3/\text{h}$  in /1/ belegen.

Die Tabelle zeigt, daß die Ansprechzeiten bei Leckraten unter  $10^{-2} \text{ kg/s}$  so groß sind, daß aufgrund der üblichen Meßungenauigkeiten des Meßfühlers von  $\pm 1^\circ$  (bei  $600 \text{ ppm} \pm 40 \text{ ppm}$ ) eine sichere Detektion des defekten DE nicht mehr gegeben ist.

### 2.1.3 Identifizierung eines defekten Dampferzeugers

Über die unterschiedliche Laufzeit der Feuchte zu den Meßgebern der einzelnen Dampferzeuger wird der defekte ermittelt. Der Transportzeit der Feuchte vom defekten zu den intakten Dampferzeugern entspricht die Umwälzzeit des Primärkühlmittels von 5 s.

Für den Vollastbetrieb des HTR-1160 wurden die in der folgenden Tabelle aufgeführten Anfangs-Feuchtekonzentrationen in Abhängigkeit von der Leckrate ermittelt. Es wurde angenommen, daß sich das Primärkühlmittel mit dem Leckstrom vor der Entnahme vollständig vermischt:

Leckrate (kg/s)	Anfangs- H <sub>2</sub> O-Partialdruck (mbar)	Feuchtekonzentration (ppm)
0,1	4.8	96
0,624	30	600
1,53	73,76 (Sättigungsdruck bei 40 °C)	1475

Die Anfangskonzentration verringert sich im Kern durch Vermischung mit den Gasdurchsätzen der übrigen DE sowie durch Abbau der Feuchtekonzentration über die Helium-Reinigungsanlage und durch Graphit-Wasserreaktion.

Die Abbildung 3 zeigt den in /5/ ermittelten Verlauf der Feuchtekonzentration in Abhängigkeit von der Zeit bei konstanter Leckrate unter Berücksichtigung der Heliumreinigung und der Graphit-Wasser-Reaktion. Mit einer Feuchtekonzentration von 600 ppm ist danach erst oberhalb einer Leckrate von  $10^{-2}$  kg/s zu rechnen.

Aufgrund des langsamen Feuchteaufbaus, der relativ langen Ansprechzeit des Meßgebers bei kleinen Leckagen sowie aufgrund von Meßschwankungen und Unsicherheiten im Modellansatz wird bei der Zuverlässigkeitsanalyse des Feuchtemeßsystems davon ausgegangen, daß unterhalb einer Leckrate von 100 g/s eine sichere Identifikation des defekten Dampferzeugers nicht gewährleistet ist. Bei 100 g/s wird der Feuchtegrenzwert nach ca. 3 min erreicht.

#### 2.1.4 Detektion der Feuchte in einem intakten Dampferzeuger

Wie im vorherigen Abschnitt bereits ausgeführt, wird im Rahmen dieser Analyse die sichere Identifizierung des defekten Dampferzeugers bis zu Leckraten von 100 g/s erwartet. Unterhalb einer Leckrate von etwa 10 g/s wird der Feuchtegrenzwert des Reaktorschutzsystems nicht erreicht.

Für den Bereich 10 - 100 g/s ist die Wirksamkeit des Feuchtemeßsystems wie oben ausgeführt wurde, fraglich. Es wird konservativ angenommen, daß jeder Dampferzeuger gleichwahrscheinlich als defekt identifiziert werden kann, d.h. in 1 von 6 Fällen der tatsächlich defekte Dampferzeuger.

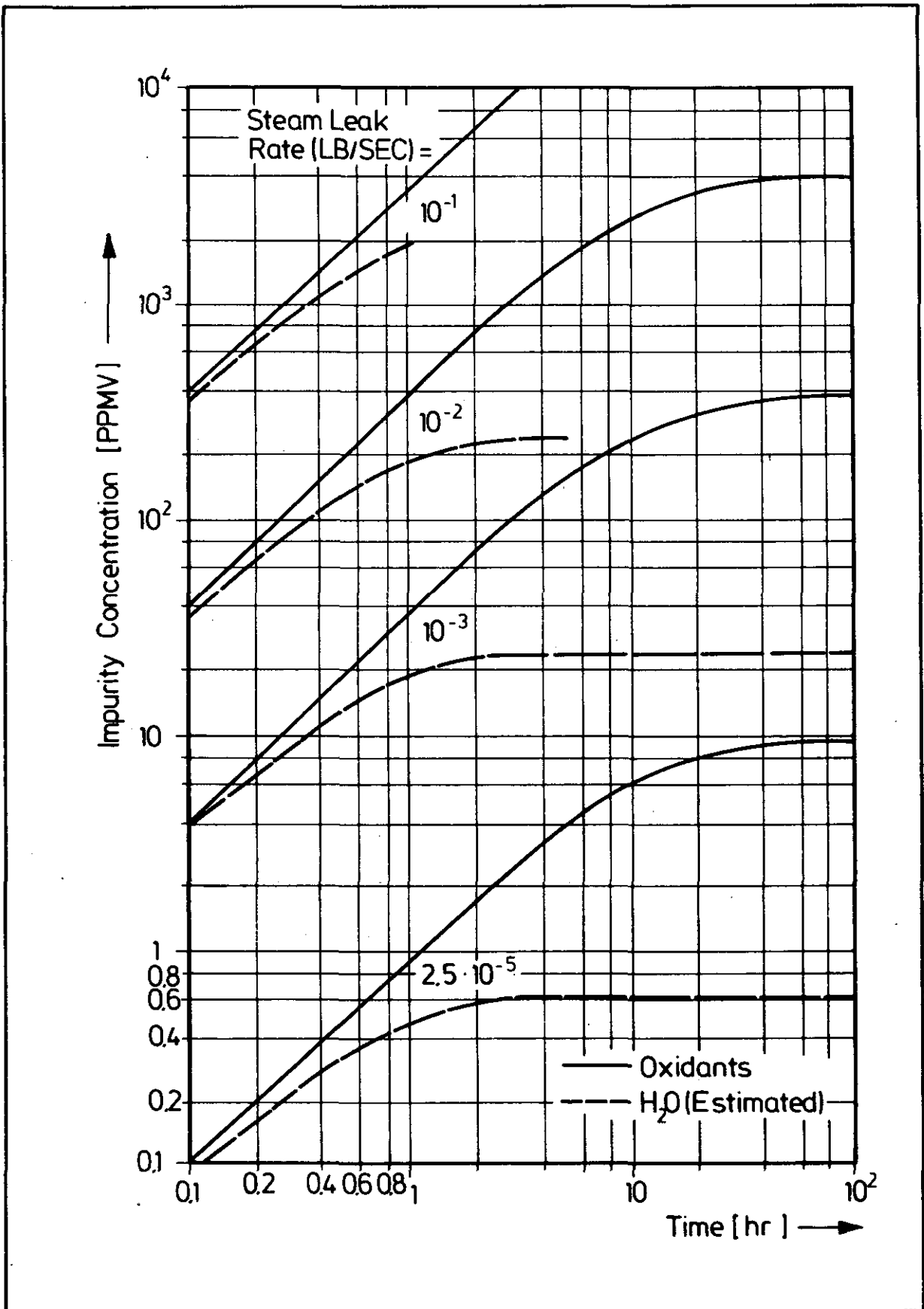


Abb. 3 /5/: Zeitlicher Verlauf der Feuchtekonzentration im Primärkreislauf des HTGR-1160 bei konstanter Leckrate

Spricht der Meßgeber in einem intakten Dampferzeuger an, löst der Feuchtegrenzwert die Reaktorschnellabschaltung und die Abschaltung und Entlastung des intakten Dampferzeugers aus. Die Feuchte-Abschaltung weiterer Dampferzeuger verriegelt das Reaktorschutzsystem.

Der Wassereinbruch wird erst beendet, wenn der Operateur das gesamte Hauptkühlsystem (HaKS) abschaltet oder den defekten DE identifiziert und nur diesen abschaltet, bzw. das HaKS automatisch durch Anforderung des HiKS abgeschaltet wird.

#### 2.1.5 Mögliche Operateuraktionen bei kleinen Leckagen

In Anlehnung an die Feuchtemessung beim THTR wird davon ausgegangen, daß vor Erreichen des Feuchtegrenzwertes Warngrenzwerte durchlaufen werden, die bei langsamem Feuchteanstieg frühzeitig auf Leckagen hindeuten.

Die Warngrenzsignale leiten keine automatischen Schutzaktionen ein. Sie werden analog zum THTR bei 10 ppm und 100 ppm angenommen. Das Zeitintervall zwischen dem ersten und zweiten Signal gibt einen groben Hinweis auf die Leckgröße.

Steigt die Feuchtekonzentration langsam - bei einer Leckrate von 20 g/s werden 600 ppm erst nach 30 min erreicht -, kann der Operateur Maßnahmen wie

- Abschalten und Entlasten des Dampferzeugers mit der höchsten Feuchteanzeige (Leistungsreduktion auf 80 %)
- Reaktorabschaltung und Abschalten und Entlasten des Dampferzeugers mit höchster Feuchteanzeige
- Reaktorabschaltung und Identifizieren des defekten Dampferzeugers durch abwechselndes Abschalten einzelner Dampferzeuger

zur vorzeitigen Beendigung des Wassereinbruchs einleiten.

Bei Leckraten dieser Größe ist die Identifizierung des defekten Dampferzeugers jedoch so unsicher, daß in der Analyse diese Möglichkeiten nicht berücksichtigt wurden.

### 2.1.6 Ausfall der Feuchtemessung im defekten Dampferzeuger

Für die Feuchtemessung sind je Dampferzeuger drei Meßkanäle vorhanden, die nach einem '2v3'-Auswahlverfahren ausgewertet werden.

Für den Ausfall eines Meßkanals - der Fehlerbaum ist in Abb. 4 dargestellt - wurden die folgenden Ursachen ermittelt:

- Zu geringer Kühlgasstrom am Meßfühler durch Ausfall des Hilfsgebläses, Fehler in der Durchflußregelung oder verstopfte Entnahmeleitungen.
- Zu hohe Temperatur am Meßfühler durch Ausfall der Kühlung oder unzureichende Abkühlung des entnommenen Kühlgases.
- Nichtselbstmeldende Ausfälle des Meßfühlers, des Meßumformers oder Grenzwertgebers (z.B. Verschmutzung des Meßfühlers).

Für die beiden ersten Gruppen wurden selbstmeldende und nichtselbstmeldende Fehler gefunden. Die nichtselbstmeldenden Fehler entstehen durch gleichzeitigen Ausfall der überwachenden Meßgröße. Diese Fehler tragen aber nicht wesentlich zur Nichtverfügbarkeit bei, da die selbstmeldenden Fehler schnell behoben werden können und die nichtselbstmeldenden sehr unwahrscheinlich sind, weil sie gleichzeitiges Versagen eines weiteren Bauteils voraussetzen. Für die Zuverlässigkeit eines Meßkanals sind demnach die nichtselbstmeldenden Fehler der dritten Gruppe entscheidend. Die Auswertung des Fehlerbaumes ergab für den Ausfall eines Feuchtemeßkanals einen Erwartungswert von  $3 \cdot 10^{-2}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 3.

Der Ausfall des Feuchtemeßsystems in einem Dampferzeuger setzt das Versagen von zwei Meßkanälen voraus. Die Nichtverfügbarkeit dieses '2v3'-Systems aufgrund von Einzelfehlern beträgt  $2 \cdot 10^{-3}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 3.

Wie bei der Behandlung anderer redundanter Systeme wird auch beim Feuchtemeßsystem mit Common-Mode-Ausfällen gerechnet. Da die Kanäle in allen Dampferzeugern identisch aufgebaut sind, ist anzunehmen, daß im Falle eines Common-Mode-Fehlers das gesamte Feuchtemeßsystem ausgefallen ist. Der Ausfall der Feuchtemessung in nur einem Dampferzeuger kann demnach nur durch Einzelfehler verursacht werden.

Die überwiegende Zahl von Ausfällen im Feuchtemeßsystem wird durch selbstmeldende Fehler verursacht, die innerhalb von 24 Stunden reparierbar sind. Sie liefern keinen bedeutenden Beitrag zu Common-Mode-Ausfällen des gesamten Feuchtemeßsystems. Der Common-Mode-Ausfall der Feuchtemeßsysteme durch Fehlkalibrierung aller Feuchtefühler wird aufgrund des Prüfverfahrens, das in Abständen von 6 Monaten in allen Dampferzeugern das Auswechseln eines Feuchtefühlers je Meßkanal-

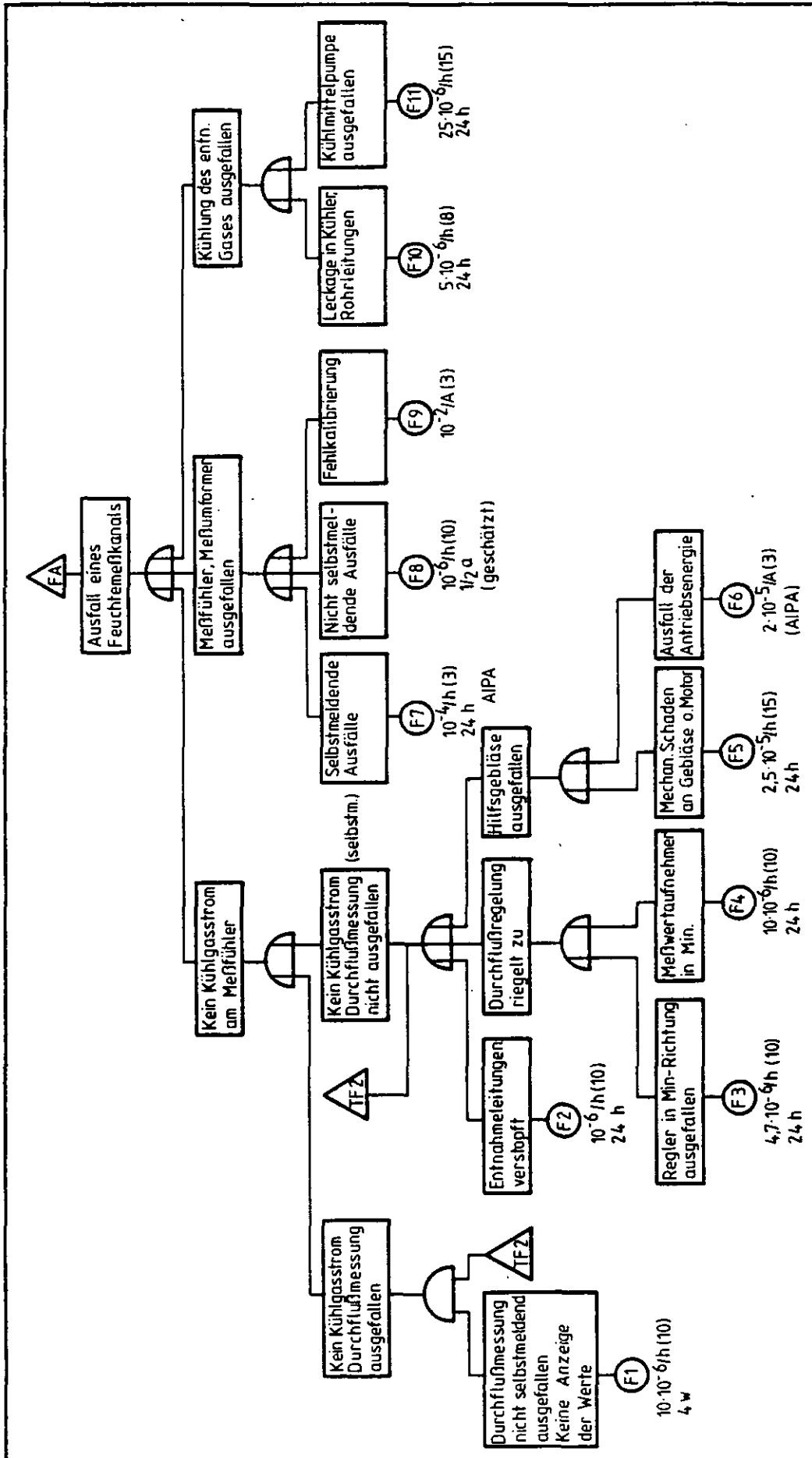


Abb. 4: Fehlerbaum 'Feuchtemessung'



gruppe vorsieht, als sehr unwahrscheinlich angesehen und daher nicht berücksichtigt. Für alle übrigen nichtselbstmeldenden Fehler wurde ein  $\beta$ -Faktor von 0,1 unterstellt. Damit ergibt sich für die Nichtverfügbarkeit des gesamten Feuchte-meßsystems ein Wert von  $6 \cdot 10^{-4}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 10.

Versagt das Feuchtemeßsystem im defekten Dampferzeuger, wird die Feuchte über das Kühlmittel an die Feuchtemeßstellen der intakten Dampferzeuger und Hilfswärmetauscher (HWT) transportiert. Bei Erreichen des Feuchtekriteriums in einem intakten Dampferzeuger wird dieser abgeschaltet und entlastet. Gleiches geschieht mit einem Hilfswärmetauscher, der aus der Bereitschafts-Phase heraus abgeschaltet wird und zur Nachwärmeabfuhr nicht mehr zur Verfügung steht. Da das Feuchtesignal an einem HWT die Feuchtesignale in den DE nicht verriegelt, wird nach weiterer Umwälzung des Kühlmittels zusätzlich ein intakter Dampferzeuger abgeschaltet und entlastet; die Feuchtesignale der übrigen DE sind dann verriegelt.

Da die Reaktorschnellabschaltung die Nachwärmeabfuhr mit dem Hauptkühlsystem automatisch einleitet, wird der defekte Dampferzeuger zunächst weiter bespeist. Es wird davon ausgegangen, daß der Operateur an dem ungewöhnlichen Druckverlauf im Primärkreislauf, dem steigenden Wassergehalt der Gasanalyse und abweichenden Betriebsdaten eines Dampferzeugers den weiteren Wassereinbruch erkennt.

Gezielte Operateuraktionen zur nachträglichen Identifizierung und Abschaltung des defekten Dampferzeugers werden als wenig wahrscheinlich angesehen und vernachlässigt. Der Operateur wird stattdessen das Hauptkühlsystem abschalten. Es wird angenommen, daß er diese Aktion spätestens nach 20 min durchführt, wenn Maßnahmen für die Hilfsdampfzuschaltung und damit für den Weiterbetrieb des HiKS anstehen.

Für die Abschätzung der Wassereinbruchsmenge wird dieser Zeitpunkt als repräsentativ angesehen. Erkennt der Operateur den weiteren Wassereinbruch nicht und schaltet Hilfsdampf zur Aufrechterhaltung des HaKS-Betriebes zu, wird durch den ständig zunehmenden Wasseranteil im Kühlgas nach ein bis zwei Stunden der Druck im Primärkreislauf bis zum Ansprechen des Kriteriums 'Druck im Reaktor-druckbehälter zu hoch' erreicht. Das aus dem Druck- und Feuchtekriterium gebildete Koinzidenzsignal schaltet das Hauptkühlsystem automatisch ab. Die Gesamtmenge des in den Kern eintretenden Wassers wird auf weniger als 40 t geschätzt, wenn das Hauptkühlsystem erst durch das Koinzidenzsignal abgefahren wird. Diese Wassereinbruchsmenge ist nur möglich, wenn ein Teil des Wassers kondensiert, die Temperaturen also schnell genug sinken.

### 2.1.7 Ausfall der Feuchtemessung

Fällt das gesamte Feuchtemeßsystem durch Fehler aus gemeinsamer Ursache aus, wird der Reaktor erst nach Erreichen des Kriteriums 'Druck im Reaktordruckbehälter zu hoch' automatisch abgeschaltet.

Dem Operateur stehen mit dem Druckverlauf der dadurch ausgelösten Reaktorschnellabschaltung, den Werten der Gasanalyse, den unterschiedlichen Dampferzeuger-Betriebsdaten und den Füllstandsmessungen im Speisewasserbehälter verschiedene Hinweise auf einen nicht detektierten Wassereinbruch zur Verfügung, so daß mit großer Wahrscheinlichkeit die Abschaltung des Hauptkühlsystems durch den Operateur zu erwarten ist. Die Abb. 5 /5/ zeigt, daß bis zum Erreichen des Druckkriteriums (51.8 bar) und Auslösen der Reaktorschnellabschaltung, bei einer Leckrate von 13,6 kg/s etwa 100 sec vergehen. Sie zeigt ferner, daß trotz der um etwa 100 sec verzögert ausgelösten Reaktorschnellabschaltung und weiterhin ungehindertem Wassereinbruch bei mittleren Dampferzeuger-Lecks eine Druckentlastung des Primärkreislaufs in den ersten 20 min während der Restdampf-Betriebsphase des Hauptkühlsystems nicht erfolgt. Eine Druckentlastung ist zu erwarten, wenn danach das Hauptkühlsystem abgeschaltet wird und die Inbetriebnahme des Hilfskühlsystems - wie vorgesehen - mit einer Verzögerung von 5 min erfolgt.

Beendet der Operateur den Betrieb des Hauptkühlsystems nach 20 min, beträgt die in den Primärkreislauf eingedrungene Wassermenge max. 15 t; führt er diese Handlung erst nach einer Stunde durch, können bis zu 40 t einströmen.

Die Wahrscheinlichkeit für das Versagen aller Feuchtemeßgeräte wurde in Abschnitt 2.1.6 zu  $6 \cdot 10^{-4}$ /Anforderung bestimmt.

Ausfälle des Feuchtemeßsystems allein haben für das Risiko von Wassereinbruchstörfällen keine Bedeutung, da der Reaktor bei teilweisem Ausfall durch die verbliebenen intakten Meßsysteme, bei totalem Ausfall durch das Druckkriterium abgeschaltet wird. Die unter ungünstigen Umständen eindringende Wassermenge von 15 t bis 40 t führt bei abgeschaltetem Reaktor und der fortgesetzten Nachwärmeabfuhr zu keiner gefährlichen Graphit-Wasser-Reaktion. Erst Ereignisketten mit Ausfall der Feuchtemessung und Ausfall der Kühlung würden Auswirkungen wie die in Fachband II beschriebenen Störfälle haben. Diese Ereignisketten der Wassereinbrüche haben jedoch Eintrittswahrscheinlichkeiten, die um mehrere Größenordnungen kleiner sind, als die vergleichbaren Ketten des 'Notstromfalles' oder des 'Ausfalls des Hauptkühlsystems' in Fachband II.

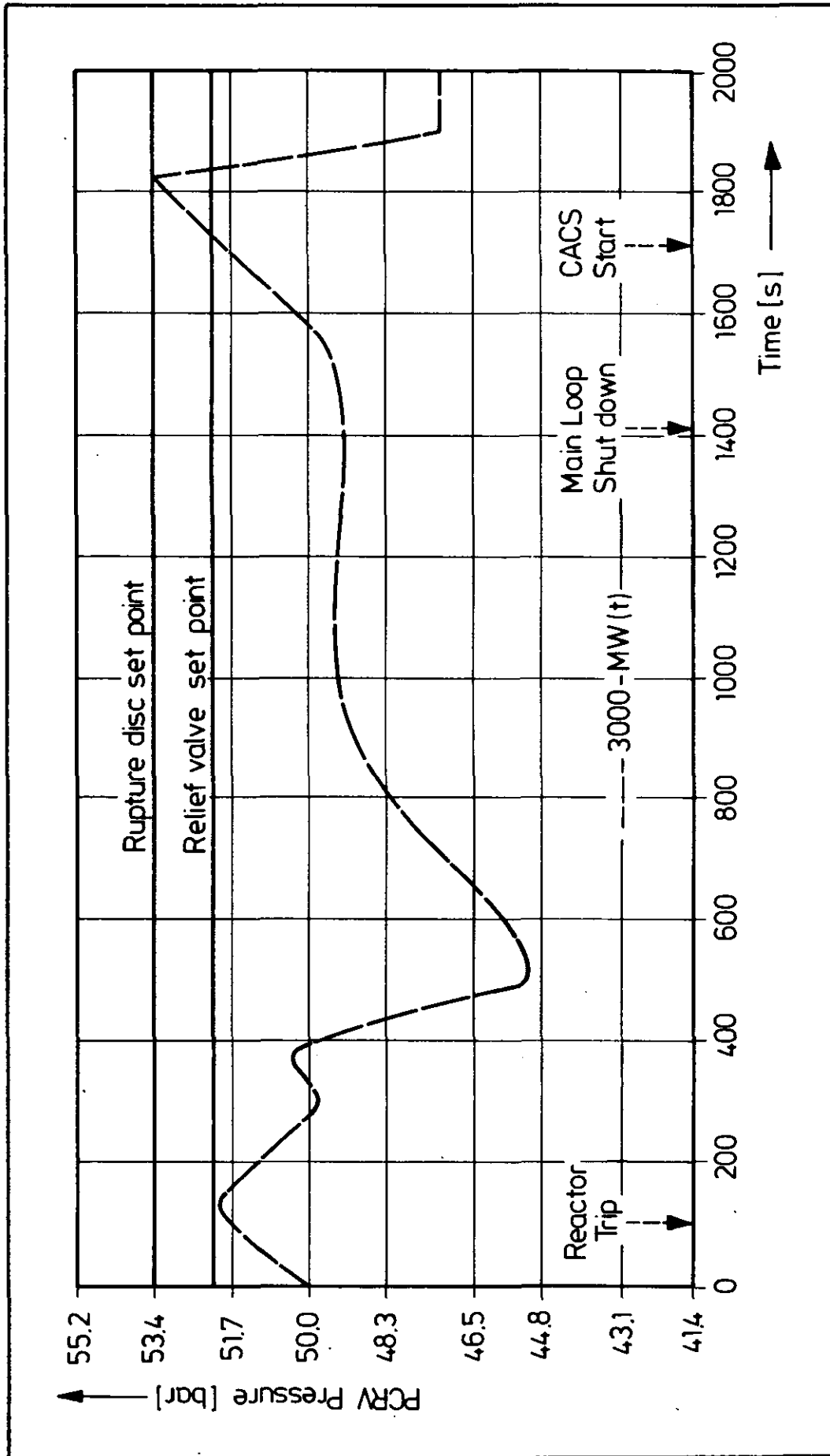


Abb. 5 /5/: Druckverlauf im Primärkreis nach Dampferzeugerleck (13,5 kg/s) und Ausfall der Feuchtemessung

### 2.1.8 Versagen der Feuchteverriegelung der Dampferzeuger und Hilfswärmetauscher

Nach Detektion der Feuchte im defekten DE werden die Feuchtemeßsignale an den intakten DE und HWT verriegelt, um deren Abschalten zu verhindern. Die Verriegelung kommt durch Inverter zustande, die bei Pulsunterbrechung am Inverter-Eingang einen Puls am Inverter-Ausgang liefern. Je DE und HWT sind drei Inverter vorgesehen, deren Signale über eine '2v3'-Auswahl-Logik des Reaktorschutzsystems verknüpft werden.

Die Inverter können durch Tastendruck von der Warte aus funktionsgeprüft werden /6/. Für die Ausfallart 'Pulsunterbrechung am Eingang liefert keinen Puls am Ausgang des Inverters' wurde vom Systemhersteller eine Ausfallrate von  $7,3 \cdot 10^{-7}/h$  ermittelt. Der Erwartungswert der Nichtverfügbarkeit eines Inverters beträgt bei einer angenommenen jährlichen Funktionsprüfung  $4 \cdot 10^{-3}/\text{Anforderung}$  mit Unsicherheitsfaktor 3. Die Verriegelung der Feuchtemeßsignale ist aber erst dann ausgefallen, wenn mindestens zwei der drei Inverter versagen. Die Wahrscheinlichkeit hierfür wurde zu  $4,5 \cdot 10^{-5}/\text{Anforderung}$  ermittelt. Sie beträgt für den Ausfall der Verriegelung an einem der fünf intakten Dampferzeuger  $2,3 \cdot 10^{-4}/\text{Anforderung}$  und für die vier intakten Hilfswärmetauscher  $1,8 \cdot 10^{-4}/\text{Anforderung}$ .

## 2.2 Reaktorschnellabschaltung

Bei Auftreten einer Dampferzeugerleckage wird die Reaktorschnellabschaltung automatisch nach Ansprechen des Kriteriums 'Feuchte zu hoch' oder 'Druck im Reaktor-druckbehälter zu hoch' angeregt. Die manuelle Abschaltung ist jederzeit möglich. Der Ausfall der Schnellabschaltung hat eine rechnerische Häufigkeit von  $3 \cdot 10^{-5}/\text{Anforderung}$  (Fachband II, Kap. A.1). Er ist im wesentlichen auf mechanisches Versagen der Absorberstäbe des ersten Abschaltsystems zurückzuführen.

Für das zweite Abschaltssystem, das nur von Hand ausgelöst werden kann, wurde eine Nichtverfügbarkeit von  $3 \cdot 10^{-3}/\text{Anforderung}$  ermittelt (Fachband II, Kap. A.1).

Falls der Reaktor während der ersten Minuten des Störfallablaufs abgeschaltet werden muß, wird die Verfügbarkeit der Schnellabschaltung durch das zweite Abschaltssystem kaum erhöht. Es dient daher weniger zur Unterbrechung schneller, im Sekunden- oder Minutenbereich liegender Leistungstransienten, sondern mehr zur Sicherung der Unterkritikalität des Reaktors nach Ausfall des ersten Abschaltsystems bei (notwendiger) Abkühlung und beim mittelfristigen Zerfall von neutronenabsorbierenden Spaltprodukten.

Aus dem Reaktorbetrieb heraus kann mit dem Schnellabschaltsystem jeder denkbare, durch einen Wassereinbruch verursachte Reaktivitätszuwachs kompensiert und der

Reaktor sicher abgeschaltet werden. Ebenso kann mit dem ersten Abschaltssystem allein der Reaktor unbegrenzt im kalten Zustand unterkritisch gehalten werden. Lediglich bei Ausfall des wirksamsten Stabpaares muß unter Umständen mehrere Wochen nach einem schweren Wassereinbruchstörfall das zweite Abschaltssystem zusätzlich eingesetzt werden, um die langfristige Unterkritikalität sicherzustellen.

#### 2.2.1 Reaktorschnellabschaltung bei kleinen Dampferzeuger-Lecks

Oberhalb einer Leckrate von  $10^{-2}$  kg/s wird der Feuchtegrenzwert von 600 ppm erreicht, der automatisch die Reaktorschnellabschaltung einleitet. Wird der Grenzwert nicht erreicht, ist ein durch den Operateur eingeleitetes Abfahren des Reaktors möglich; der geringe Reaktivitätszuwachs durch den Wasserdampf von rechnerisch etwa 80 mNile (bei einer Wassereinbruchmenge bei kleinen Lecks von 1 t) stellt keine Probleme dar. Bei Versagen der Schnellabschaltung infolge von Common-Mode-Fehlern im mechanischen Teil des Abschaltsystems stellt sich auf abgesenktem Temperaturniveau ein stabiler Reaktorbetriebszustand bei 25 % Nennlast ein, der Reaktor wird durch den Turbinenschnellschluß im Umleitbetrieb gefahren. Der geringe Reaktivitätsbeitrag des Wasserdampfes kann ohne Schwierigkeiten durch ein Verstellen der Regelstäbe, wie es bei einem solchen Lastwechsel ohnehin zur Kritikalitätserhaltung notwendig ist, kompensiert werden. Falls durch die Ursache für das Ausbleiben der Schnellabschaltung auch die Möglichkeit zur Reaktorregelung mit dem ersten Abschaltssystem beeinträchtigt wird, stellt sich der Teillast-Zustand der Anlage von 25 % Nennleistung bei geringfügig höheren Temperaturen (Anstieg um etwa 50 K) ein. Dabei ist aufgrund der höheren Temperaturen mit einer verstärkten Graphitoxidation zu rechnen. Innerhalb von 15 - 20 Minuten nach der Leistungsabsenkung schaltet sich der Reaktor jedoch über die ansteigende Xenonkonzentration selbsttätig ab, wodurch ein Absinken der Kerntemperaturen eingeleitet wird. Ein gezieltes Abfahren des Reaktors ist dann nach Betätigen des zweiten Abschaltsystems möglich.

Ein Ausfall der Schnellabschaltung hat somit beim Störfall 'Kleines Leck im Dampferzeuger' keine gravierenden Auswirkungen auf die Folgen.

#### 2.2.2 Reaktorschnellabschaltung bei mittleren Dampferzeuger-Lecks

Bei ordnungsgemäßer Feuchtedetektion, Abschaltung des defekten Hauptkühlkreislaufes und Entlastung des defekten Dampferzeugers geraten beim Auftreten eines mittleren Lecks weniger als 200 kg Wasser in den Primärkreislauf. Der dabei

auftretende rechnerische Reaktivitätszuwachs von höchstens 20 mNile ist vernachlässigbar gering. Die Transiente führt auch bei ausbleibender Schnellabschaltung nicht zu gravierenden Erhöhungen der Brennstofftemperaturen. Es stellt sich ein dynamisches Gleichgewicht zwischen Leistungsproduktion und Leistungsabfuhr ein, das vom Verhalten des Sekundärkreislaufes gesteuert wird. Da sich die Leistungsabfuhr aus dem Kern auf jeden Fall verringert, sinkt auch die Reaktorleistung im Laufe der Zeit ab. Dies wird noch verstärkt durch den zunehmenden Reaktivitätsverlust aufgrund des sich aufbauenden Xenon-135. Zur langfristigen Sicherung der Unterkritikalität - auch beim Abfahren des Reaktors - steht das zweite Abschaltssystem zur Verfügung.

Bei Versagen der Abschaltung oder Feuchtemessung des defekten Dampferzeugers gelangen, wenn die Reaktorschnellabschaltung ausbleibt, bis zur Abschaltung des Hauptkühlsystems etwa 4500 kg Wasser in den Primärkreislauf. Daraus ergibt sich ein rechnerischer Reaktivitätsschub von rund 350 mNile mit etwa 1 mNile/s. Die auftretende Leistungsexkursion wird dadurch begrenzt, daß etwa 20 sec nach Störfallbeginn gleichzeitig mit der Anforderung der Reaktorschnellabschaltung - die aber hier versagt - innerhalb von 100 sec der Massendurchsatz durch den Kern auf 50 % gesenkt wird. Durch diese Verschlechterung der Wärmeabfuhr kommt es zu einem zusätzlichen Temperaturanstieg im Kern und zu einem Ansprechen des Kriteriums 'Druck im Reaktordruckbehälter zu hoch'. Das Koinzidenzsignal aus Feuchtemessung an einem intakten Dampferzeuger und Druckmessung schaltet mit einer Verzögerung von einigen Minuten das Hauptkühlsystem ab. Spätestens durch den Übergang auf die Kühlung mit den Hilfskühlkreisläufen sinkt die Reaktorleistung ab. Bis zu diesem Zeitpunkt sind die Temperaturen im Kern um rund 300 K angestiegen. Dadurch wird zwar gegenüber dem Störfallablauf mit abgeschaltetem Reaktor die Spaltproduktfreisetzung erhöht, jedoch treten keine Anlagenzustände auf, die in Anbetracht der geringen Häufigkeit von Störfallketten ohne Schnellabschaltung das Gesamtrisiko wesentlich erhöhen.

### 2.2.3 Reaktorschnellabschaltung bei großen Dampferzeuger-Lecks

Der Störfallablauf mit Versagen der Schnellabschaltung, aber korrekter Ausführung der sonstigen Schutzaktionen gleicht dem Ablauf nach mittleren Lecks. Der anfängliche Leistungsanstieg ist nur geringfügig höher. Da aber große Lecks um mehr als zwei Größenordnungen unwahrscheinlicher sind, entsteht kein wesentlicher Risikobeitrag.

Ähnlich liegen die Verhältnisse, wenn zusätzlich die Abschaltung des defekten Dampferzeugers versagt. Das dadurch sehr früh (schon nach 40 - 50 sec) und

mehrfach hintereinander erfolgende Ansprechen der Sicherheitsventile des Reaktordruckbehälters sowie das Abfahren und schließliche Absperren des Hauptkühlsystems begrenzen den durch den Reaktivitätsschub auftretenden Leistungsanstieg des Reaktors. Untersuchungen zu Reaktivitätsrampen ähnlicher Größenordnung, wie sie beim Wassereinbruch bei großem Leck auftreten könnten, lassen den Schluß zu, daß mit einem schnellen Versagen der Brennstoffpartikel nicht gerechnet werden muß. Innerhalb der ersten 30 min, während denen das zweite Abschaltssystem mit großer Wahrscheinlichkeit eingesetzt worden ist, bleiben die Kerntemperaturen unter 1600 °C.

Auch wenn der Wassereinbruch bei großem Leck, ausbleibender Reaktorschnellabschaltung und fehlerhafter DE-Absperrung als schwerwiegender Störfall bezeichnet werden muß und zu einem erheblichen Anstieg der Kerntemperatur führt, ergibt sich aufgrund der Störfallketten-Häufigkeit von deutlich weniger als  $10^{-9}$ /Reaktorjahr keine Erhöhung des Gesamtrisikos.

### 2.3 Dampferzeugerabschaltung

Das Reaktorschutzsystem regt bei Ansprechen des Feuchtegrenzwertes die Schnellabschaltung des Reaktors und gleichzeitig die 'Abschaltung des defekten Dampferzeugers' aus. Das Leck wird damit isoliert und der Wassereinbruch beendet. In Abb. 6 sind die Absperrarmaturen eingezeichnet, die aufgrund zu hoher Feuchte in einem Dampferzeuger geschlossen werden.

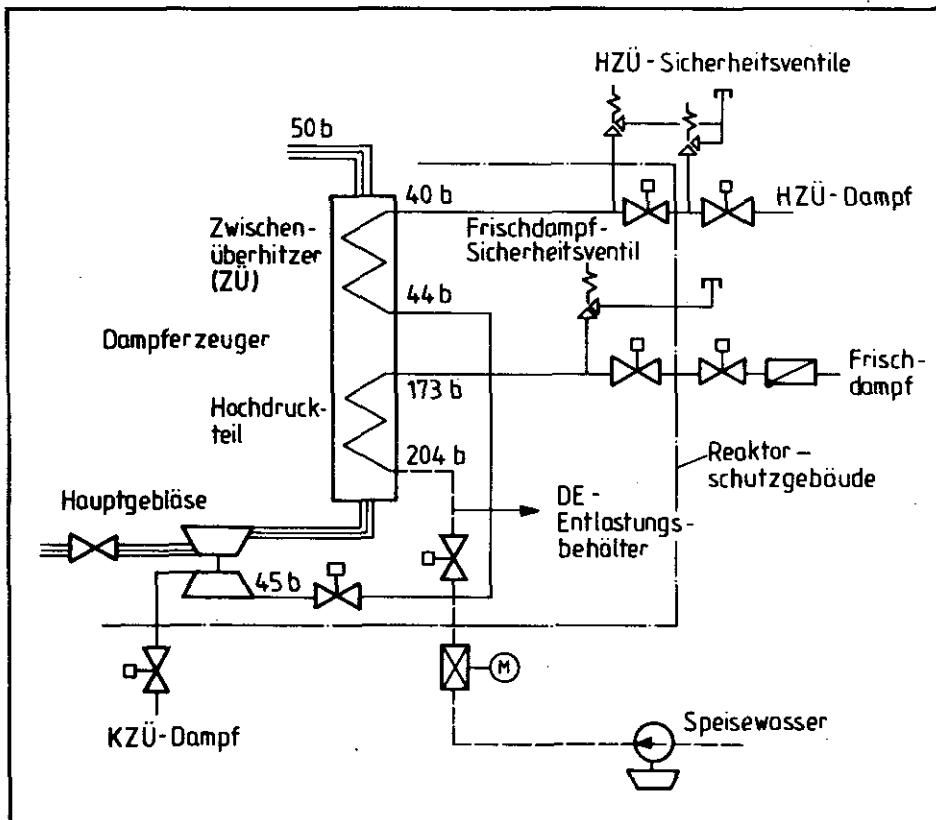


Abb. 6: Dampferzeuger-Absperrarmaturen

Im einzelnen sind dies pro defektem Dampferzeuger:

- ein Hauptgebläse-Hauptabsperrventil auf der Primärseite
- eine Schnellschlußarmatur und ein Regelventil in der Speisewasserleitung
- eine Schnellschlußarmatur und eine Motorarmatur in der Frischdampfleitung
- eine Schnellschlußarmatur außerhalb des RSG in der HZÜ-Leitung
- zwei Schnellschlußarmaturen in der KZÜ-Leitung
- sowie Armaturen in den ZÜ-Einspritzleitungen

Die Armaturen in der Frischdampfleitung werden gegenüber denen in der Speisewasserleitung etwa 2 sec verzögert über ein Zeitglied im Reaktorschutzsystem angesteuert.

Der Dampferzeuger ist ordnungsgemäß abgeschaltet, wenn die entsprechenden Armaturen der Speisewasser- und der Frischdampfleitung, der Zwischenüberhitzerleitungen und das Hauptabsperrventil des Heliumgebläses geschlossen sind.

Im Hinblick auf die Beendigung des Wassereintruchs ist vor allem die Isolierung des Dampferzeuger-Hochdruckteils durch Schließen der Armaturen in der Speisewasser- und Frischdampfleitung von Bedeutung. Es werden daher nur Störungen in diesem Bereich untersucht.

### 2.3.1 Absperrung der Speisewasserleitung

Zur speisewasserseitigen Absperrung des Dampferzeugers stehen eine hydraulisch betätigte Schnellschlußarmatur und - als Redundanz - eine motorbetätigte Regelarmatur zur Verfügung. Sie sind von unterschiedlicher Bauart. Für die Schnellschlußarmatur sind redundante Steuerventile vorgesehen.

Bei Lastwechsel wird der Speisewasserdurchsatz durch Verfahren der Regelarmatur im Bereich von 25 - 100 % verändert. Der Schließvorgang der Regelarmatur kann hierbei als teilweise getestet angesehen werden. Die vollständige Schließfunktion ist nur jährlich während der Revisionsphase testbar.

Für eine realistische Ermittlung der Nichtverfügbarkeit der Regelarmatur wurde in Anbetracht mehrmaliger Teil- und einmaligem Volltest pro Jahr ein vierteljährliches Testintervall berücksichtigt.

Für die Schnellschlußarmatur ist eine jährliche, für die zugehörigen redundanten Steuerventile eine monatliche Funktionsprüfung vorgesehen.



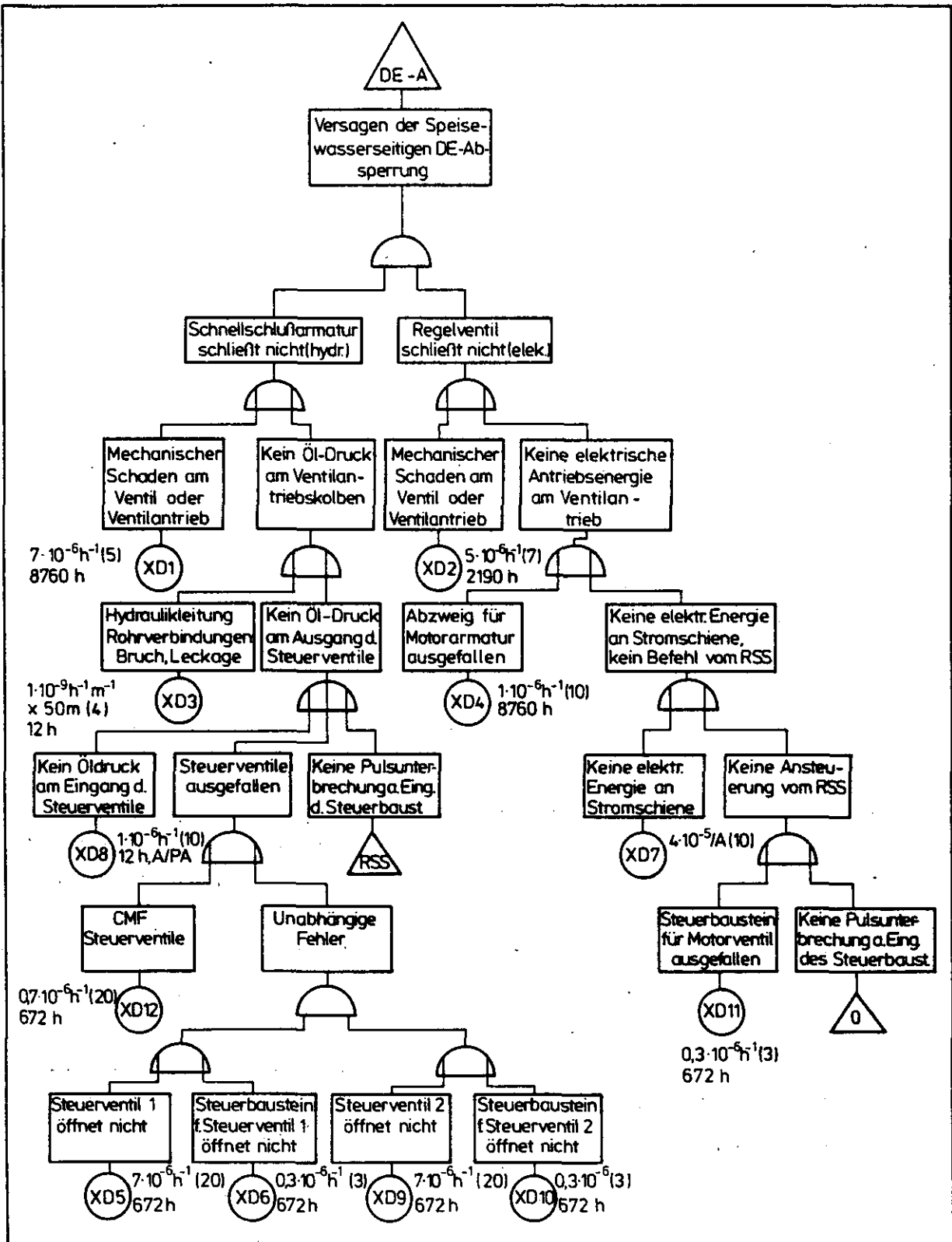


Abb. 7: Fehlerbaum 'Speisewasserseitige Absperrung'

#### 2.3.1.1 Fehlerbaum 'Speisewasserseitige Absperrung'

Die speisewasserseitige Absperrung des Dampferzeugers ist ausgefallen, wenn beide Absperrarmaturen versagen.

Eine Fehlerbaumanalyse des Absperrkonzeptes ergab einen Erwartungswert von  $1,2 \cdot 10^{-3}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 9. Der Fehlerbaum ist in Abb. 7 dargestellt.

Für gleichartige Komponenten wurde ein  $\beta$ -Faktor von 0.1 angesetzt. Den wesentlichen Beitrag zur Nichtverfügbarkeit der Armaturen der Speisewasserleitung liefern unabhängige mechanische Fehler.

#### 2.3.1.2 Fehlerbaum 'Dampfseitige Absperrung'

Für die Absperrung der Frischdampfleitung sind zwei redundante 'Hydraulik-Schnellschlußarmaturen' vorgesehen. Die beiden Armaturen sind gleichartig aufgebaut und verfügen über redundante Steuerventile, die monatlich getestet werden. Die Armaturen selbst werden jährlich während der Revisionsphase getestet. Die Absperrung der Frischdampfleitung gilt als ausgefallen, wenn beide Schnellschlußarmaturen versagen. Eine zusätzliche Rückschlagklappe verhindert allerdings den Rückstrom von Frischdampf über die gemeinsame Frischdampfsammelleitung. Sie kann somit als zusätzliche Absperrarmatur zur Begrenzung des Wassereintruchs angesehen werden. Allerdings kann sie den Dampferzeuger nicht in Strömungsrichtung absperren.

Bei der Ermittlung der Nichtverfügbarkeit der frischdampfseitigen Dampferzeuger-Absperrung wurde daher unterschieden nach Absperrkonzept mit und ohne Rückschlagklappe.

Die Auswertung des in Abb. 8 dargestellten Fehlerbaumes ergab einen Erwartungswert von  $8,5 \cdot 10^{-3}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 4 für das Absperrkonzept ohne Rückschlagklappe.

Bei Berücksichtigung der Rückschlagarmatur, die den Einbruch von Frischdampf in den Primärkreislauf verhindert, ergab die Auswertung des Fehlerbaumes (Abb. 9) einen Erwartungswert von  $1,5 \cdot 10^{-4}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 6.



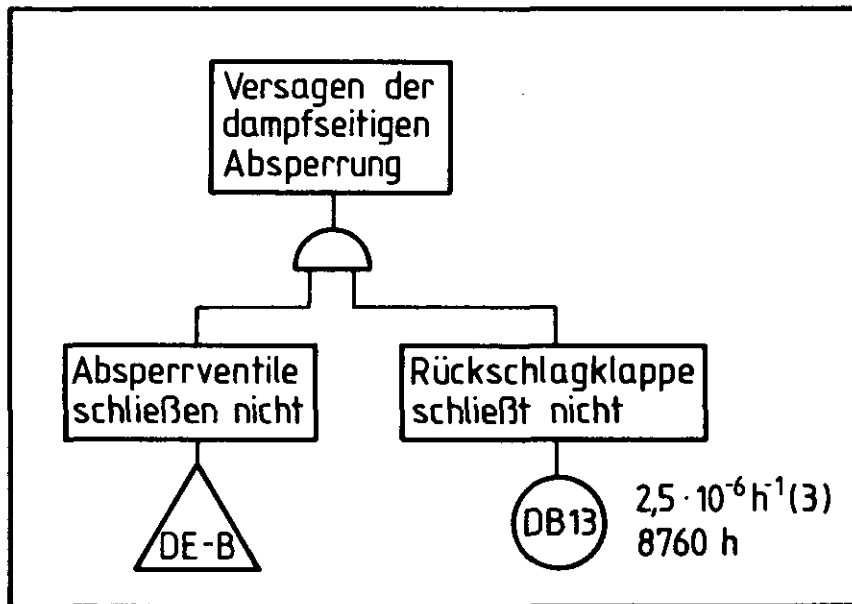


Abb. 9: Fehlerbaum 'Dampfseitige Absperrung einschließlich Rückschlagklappe'

### 2.3.2 Dampferzeuger-Entlastung

Zur Reduzierung der in den Primärkreislauf einströmenden Wassermenge wird der abgesperrte Dampferzeuger sekundärseitig entlastet.

In Abb. 10 ist das Entlastungssystem dargestellt. Es sind zwei Entlastungsbehälter vorgesehen, die über eine Ringleitung mit den Dampferzeugern sowie untereinander verbunden sind. Die beiden Behälter befinden sich im Reaktorschutzgebäude.

Jede Entlastungsleitung hat in Parallelschaltung 2 x 2 Schnellschluß- und zwei Handarmaturen. Vor dem Entlastungsbehälter befinden sich zwei weitere Schnellschlußarmaturen in Parallelschaltung.

Die automatische Druckentlastung sieht die Entlastung nur eines Dampferzeugers vor. Manuell kann jedoch ein weiterer Dampferzeuger entlastet werden.

Die Entlastung wird erst nach Absperrern der Speisewasserleitung eingeleitet bzw. verriegelt, solange der Dampferzeuger auf der Sekundärseite nicht ordnungsgemäß abgesperrt ist.

Der Entlastungsvorgang wird durch Schließen der Entlastungsleitung beendet, bevor der Druck im Dampferzeuger unter den Primärkreislaufdruck gesunken ist.

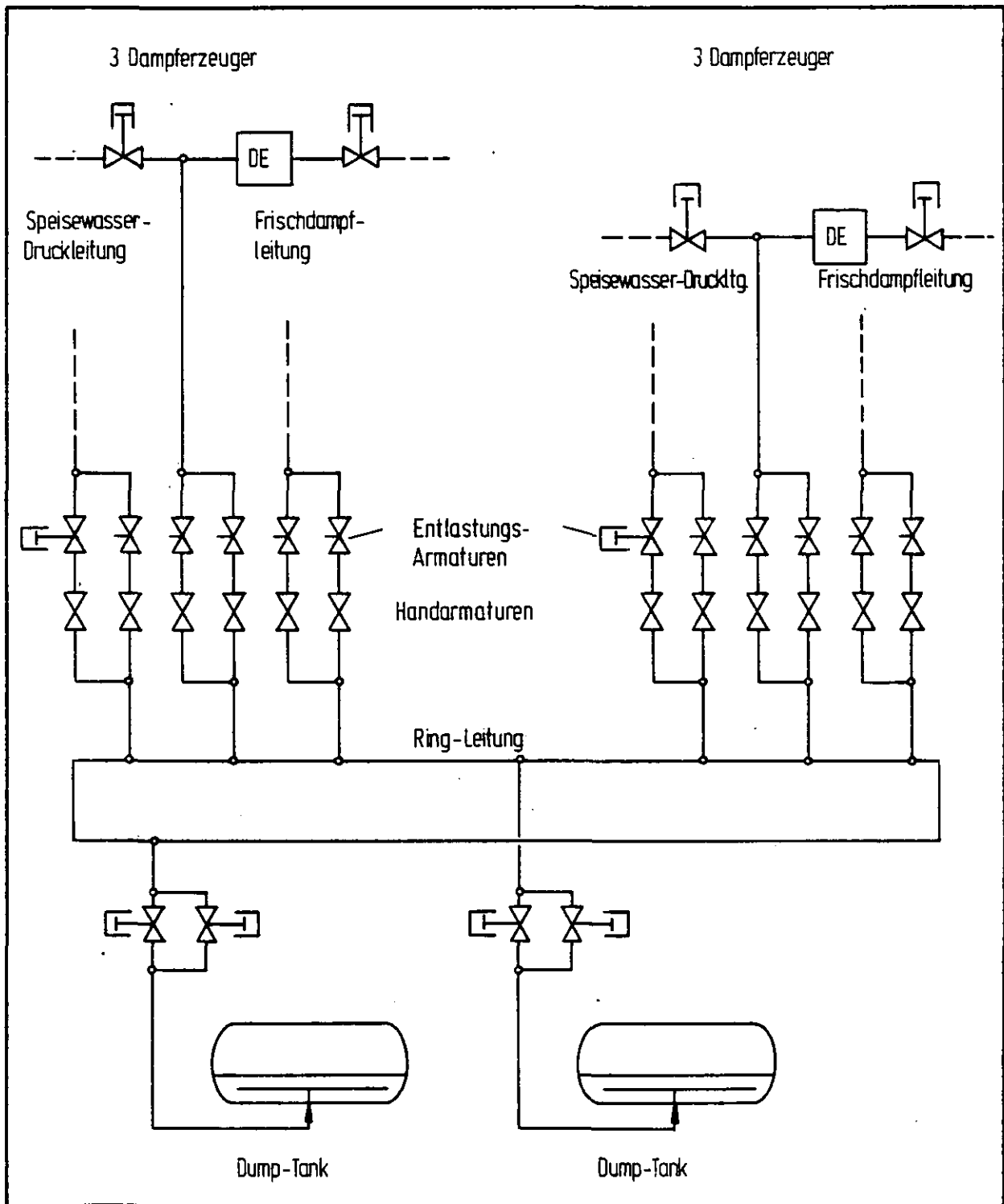


Abb. 10: Dampferzeuger-Entlastungssystem

### 2.3.2.1 Fehlerbaum 'Dampferzeuger-Entlastung'

In Abb. 11 ist der Fehlerbaum für die Dampferzeuger-Entlastung dargestellt. Die Dampferzeuger-Entlastung fällt aus, wenn beide Schnellschlußarmaturen in der Entlastungsleitung nicht öffnen. Für die Komponenten des Entlastungssystems wurde ein monatliches Funktionsprüfintervall angesetzt.

Den dominierenden Anteil an der Nichtverfügbarkeit der Dampferzeuger-Entlastung von  $1,7 \cdot 10^{-3}$ /Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 6 liefern Common-Mode-Ausfälle der Steuerventile. Fehler im Bereich der Entlastungs-Verriegelung sind demgegenüber vernachlässigbar.

### 2.3.2.2 Abschluß der Dampferzeuger-Entlastung

Vor Erreichen des Primärkreislaufdruckes wird die Entlastung des Dampferzeugers durch Schließen der Schnellschlußarmaturen in der Entlastungsleitung und am Entlastungsbehälter beendet. Es reicht aus, wenn die Armaturen am Entlastungsbehälter oder in der Entlastungsleitung schließen.

Erfolgt dies nicht, wird der Dampferzeuger bis zum Druckausgleich mit dem Primärkreislauf entlastet; dabei strömt Primärgas über das Dampferzeugerleck zur Sekundärseite. Der Entlastungsbehälter-Auslegungsdruck von 54 bar wird dabei allerdings nicht überschritten. Bei korrektem Ablauf dauert der Entlastungsvorgang ca. 15 sec. Der Druck im Behälter beträgt dann etwa 5 bar. Der Ansprechdruck des Entlastungsbehälter-Sicherheitsventils liegt oberhalb des Primärkreislaufdruckes. Ein Versagen des Entlastungs-Abschlusses führt somit nicht zum Ansprechen des Entlastungsventiles.

Die Eintrittswahrscheinlichkeit für dessen frühzeitiges Öffnen ist wegen des kurzen Zeitraumes, in dem sich der Störfall zu einer Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude auswirken könnte, sehr gering. Das Ereignis kann daher vernachlässigt werden.

Für den Abschluß des Entlastungsvorganges werden beide Schnellschlußarmaturen in der Entlastungsleitung und am Entlastungsbehälter geschlossen. Der Abschluß ist ausgefallen, wenn je eine Schnellschlußarmatur in der Entlastungsleitung und am Entlastungsbehälter versagt. Durch Schließen der Handarmaturen kann der offene Entlastungsstrang zeitlich verzögert 'vor Ort' abgesperrt werden.



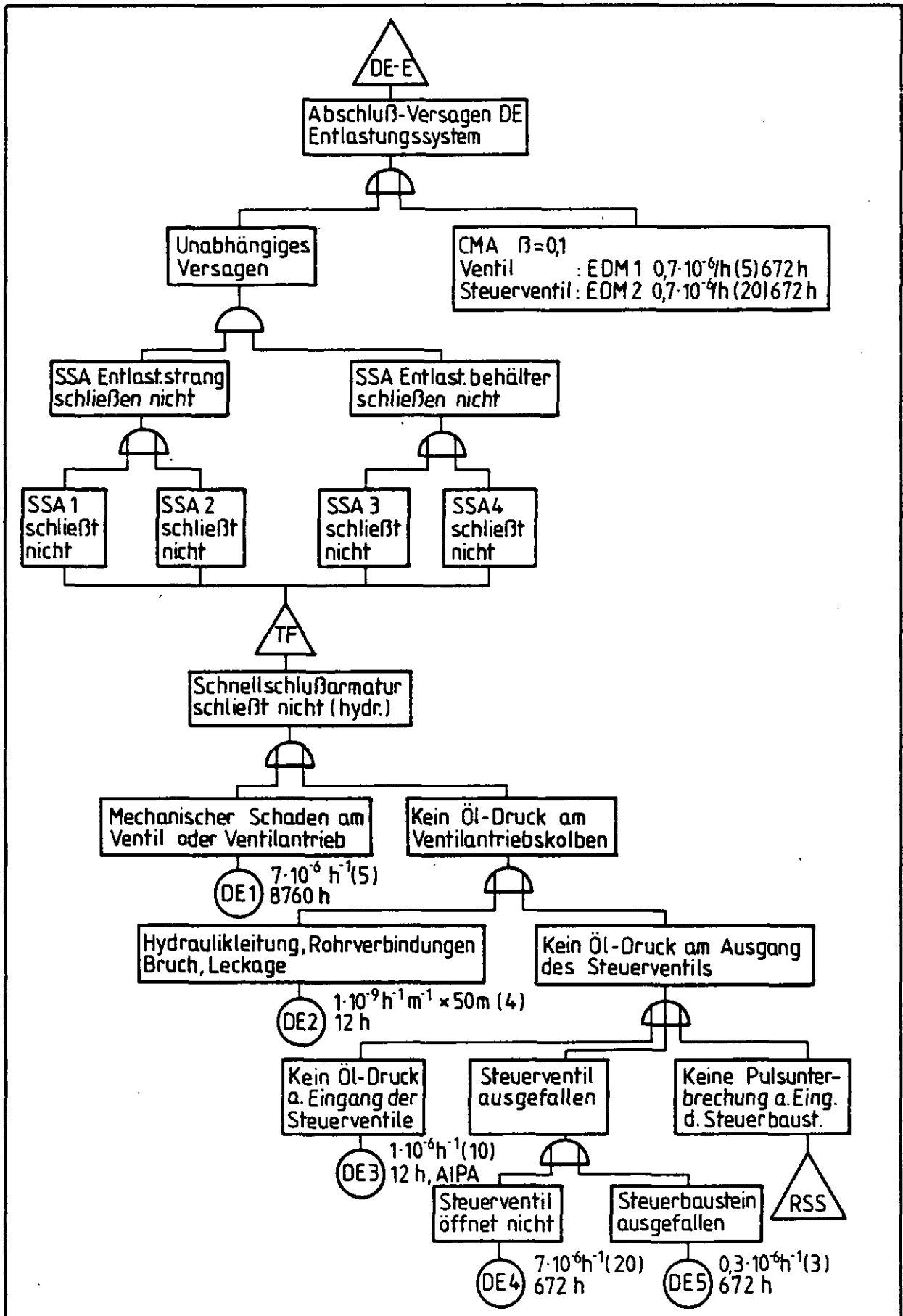


Abb. 12: Fehlerbaum 'Abschluß DE-Entlastungssystem'



Die Auswertung des Fehlerbaumes in Abb. 12 ergab für den Entlastungs-Abschluß ohne Berücksichtigung der Handarmaturen eine mittlere Nichtverfügbarkeit von  $3 \cdot 10^{-3}$  pro Anforderung.

Mit Berücksichtigung der Handarmaturen (Abb. 13) ergibt sich eine Nichtverfügbarkeit des Entlastungs-Abschlusses von  $10^{-4}$  pro Anforderung. Im Rahmen der Studie wurden diese Handarmaturen aber nicht berücksichtigt, da eine Betätigung von im Reaktorschutzgebäude befindlichen Armaturen beim Wassereinbruch wegen der Gefahr einer Druckentlastung des Primärkreislaufrs als unzulässig angesehen wird.

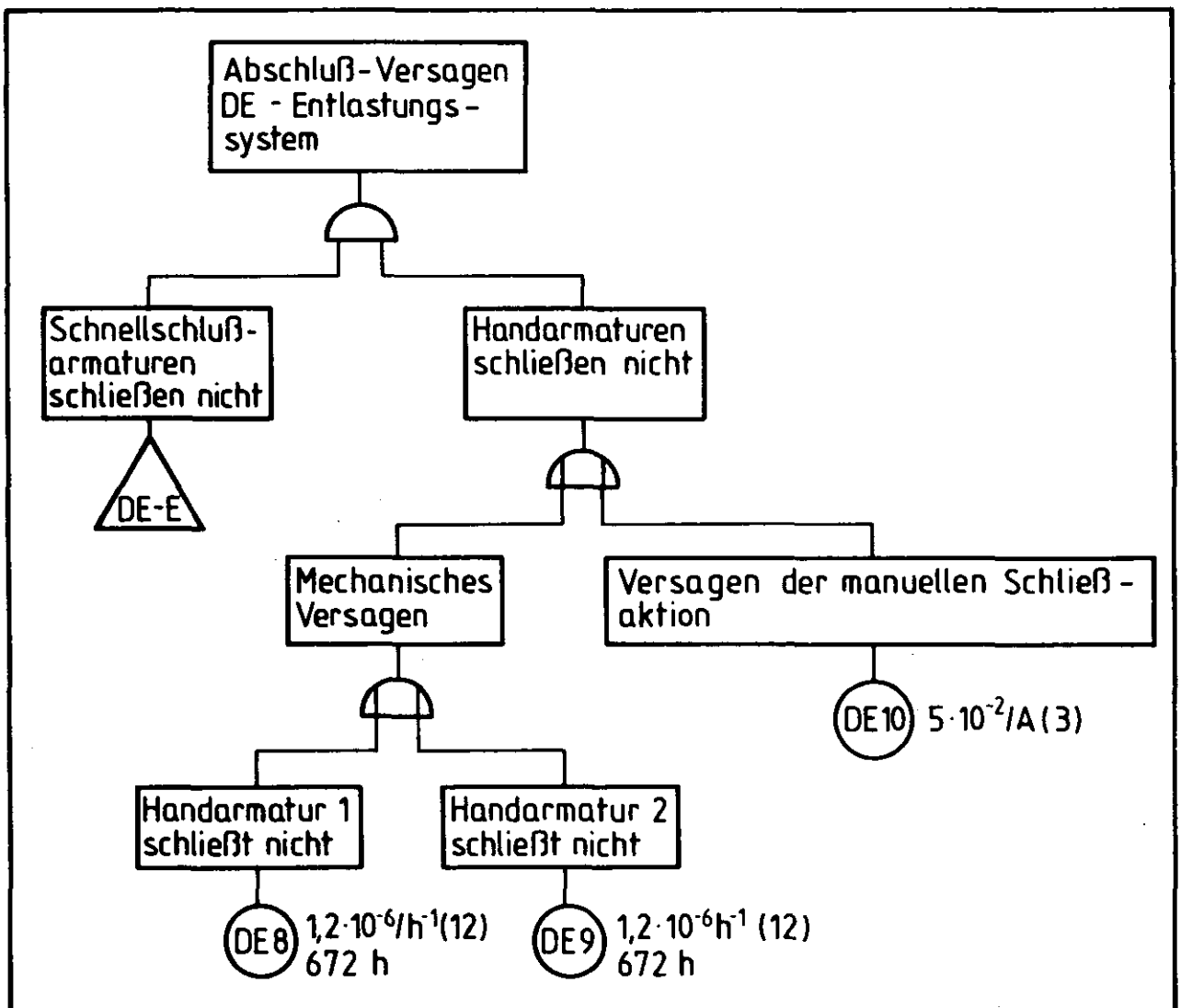


Abb. 13: Fehlerbaum: 'Abschluß DE-Entlastungssystem' mit Berücksichtigung von Handarmaturen

### 2.3.3 Ereignisbaum 'Dampferzeuger-Abschaltung'

Die aufgezeigten Fehlermöglichkeiten bei der Dampferzeuger-Abschaltung werden in dem folgenden Ereignisablaufdiagramm (Abb. 14) mit denen bei der Dampferzeuger-Entlastung kombiniert. Die Besonderheiten der einzelnen Ereignisketten und ihre Bedeutung für den Wassereinbruchstörfall sind in Tabelle 1 vermerkt.

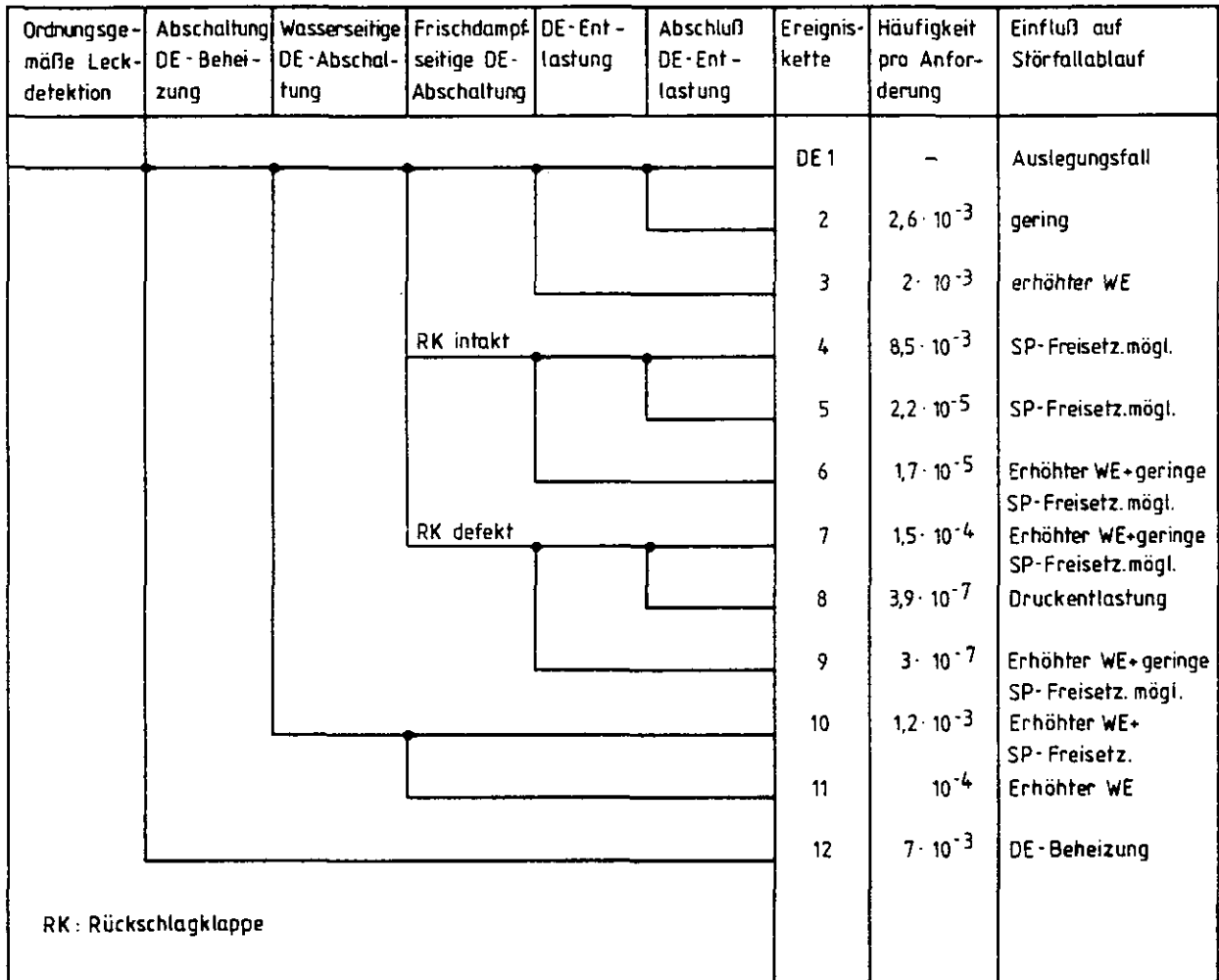


Abb. 14: Ereignisablaufdiagramm 'Dampferzeuger-Abschaltung'

Von Bedeutung für das Risiko des Wassereinbruchstörfalles ist vor allem Ereignis-  
kette 10. Sie beinhaltet das Versagen der Dampferzeuger-Abschaltung auf der Spei-  
sewasserseite: Hierdurch wird durch den erfolgten Abschluß der Frischdampfleitung  
das Überspeisen des zugehörigen Frischdampf-Sicherheitsventils und dessen Beauf-  
schlagung mit unterkühltem Speisewasser verursacht. Es wird erwartet, daß infol-  
gedessen das Ventil beschädigt wird und nicht wieder dicht schließt. Über das  
Dampferzeugerleck entsteht so eine direkte Verbindung zwischen Primärkreislauf  
und Umgebung mit direktem Freisetzungspfad für Spaltprodukte.

Ereigniskette	Beschreibung	Einfluß auf Störfall
DE 1	Wassereinbruch wird detektiert, defekter DE wird isoliert und entlastet	Auslegungsstörfall
DE 2	Abschluß der DE-Entlastung versagt, Druckentlastung des DE bis Druckausgleich zw. DE und Primärkreislauf, Entl.behälter-SV bleibt geschlossen	Geringes Überströmen Primärgas zum DE und Entlastungsbehälter
DE 3	DE-Entlastung versagt; weiterer Wassereinbruch bis Druckausgleich mit Primärkreislauf	zusätzlich strömen etwa 3/4 des DE-Inhaltes (< 4 t H <sub>2</sub> O) in den Primärkreislauf
DE 4	Absperrung der DE-Frischdampfleitung versagt; intakte Rückschlagklappe verhindert weiteren Wassereinbruch; DE-Entlastung erfolgt; durch HaKS-Abschaltung Freisetzung von Primärgas über Sekundärkreis möglich	geringe Freisetzung von Spaltprodukten über den Sekundärkreis in die Umgebung möglich
DE 5	wie DE 4 mit Versagen des DE-Entlastungsabschlusses	wie DE 4
DE 6	wie DE 4 mit Versagen der DE-Entlastung	etwa 4 t Wassereinbruch; Freisetzung von Spaltprodukten möglich
DE 7	wie DE 4 mit Versagen der Rückschlagklappe, Wassereinbruch erst nach HaKS-Abschaltung beendet, Druckentlastung des Primärkreislaufs i.d.Reaktorschutzgebäude möglich	erhöhter Wassereinbruch, erhöhte Freisetzung von Spaltprodukten ins Kühlgas; Spaltproduktfreisetzung ins RSG möglich
DE 8	wie DE 7 mit Versagen des DE-Entlastungsabschlusses	wie DE 7
DE 9	wie DE 7 mit Versagen der DE-Entlastung	wie DE 7
DE 10	Absperrung der DE-Speisewasserleitung versagt, FD-Sicherheitsventil öffnet bei geschlossener FD-Leitung, Beschädigung des Ventils durch Beaufschlagung mit Wasser, Druckentlastung des Primärkreislaufs über DE-Leck und beschädigtes Sicherheitsventil nach HaKS-Abschaltung direkt in die Umgebung; DE-Entlastung verriegelt	erhöhter Wassereinbruch, erhöhte Freisetzung von Spaltprodukten ins Kühlgas, Spaltproduktfreisetzung direkt in die Umgebung
DE 11	Absperrung der DE-Speisewasser- u.FD-Leitung versagt, Wassereinbruch erst nach HaKS-Abschaltung beendet.	erhöhter Wassereinbruch, erhöhte Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas, Druckentlastung ins RSG möglich
DE 12	Gebläse-Absperrventil schließt nicht, durch Beheizung des abgesperrten DE Öffnen des FD-Sicherheitsventils möglich, falls SV nicht wieder schließt, Druckentlastung des Primärkreislaufs über DE-Leck u.offenes SV wie unter DE 10 direkt in die Umgebung	geringer Wassereinbruch, geringe Erhöhung der betrieblichen Kühlgasaktivität

Tab. 1: Beschreibung der Ereignisketten 'Dampferzeuger-Abschaltung'

## 2.4 Frischdampf-Sicherheitsventil

Jeder der 6 Dampferzeuger besitzt mehrere Sicherheitsventile gegen Drucküberschreitung. Bei DE-Leckagen sind sie ein Teil des Primärkreislauf-Abschlusses gegenüber der Atmosphäre.

Für jeden Dampferzeuger sind folgende, in Abb. 6 skizzierten Überdrucksicherungen vorgesehen:

- ein Sicherheitsventil (SV) in der DE-Frischdampfleitung innerhalb des Reaktorschutzgebäudes (RSG)
- jeweils ein Sicherheitsventil in der heißen Zwischenüberhitzer-Leitung innerhalb und außerhalb des RSG.
- ein Sicherheitsventil in der kalten Zwischenüberhitzer-Leitung außerhalb des RSG.

Die Überdrucksicherungen einer aus drei Dampferzeugern bestehenden Gruppe sind an einen Schalldämpfer angeschlossen und blasen 'über Dach' ab.

Das Konzept der Überdrucksicherung in der DE-Frischdampfleitung hat aufgrund HTR-1160 spezifischer Merkmale für das Risiko von Wassereinbruchstörfällen besondere Bedeutung. Es handelt sich um für Dampf ausgelegtes, zusatzbelastetes Vollhubsicherheitsventil mit drei redundanten Steuerventilen (Abb. 15).

### 2.4.1 Funktionsweise

Die Schnellöffnung des Sicherheitsventils wird über Steuerfahnen ausgelöst. Sie regen Steuerventile an, die die Belastungsluft über dem Kolben abströmen lassen und gleichzeitig Hubluft unter den Kolben leiten. Dabei erfolgt die Druckentnahme je Steuergerät dreifach von der jeweiligen Dampfleitung (a). Das Steuersystem, dreifach angeordnet (b), ist eingestellt auf den Ansprechdruck der Sicherheitsventile. Druckentnahme und Steuergerät sind durch Leitungen direkt verbunden. Das Steuergerät schaltet Hub- und Belastungsluft des Sicherheitsventils (c). In der Druckentnahmeleitung zum Steuergerät ist eine Prüfventilgruppe (d) zwischengeschaltet. Diese ermöglicht eine Überprüfung der Steuereinheiten während des Betriebes, ohne Ansprechen des Sicherheitsventils.

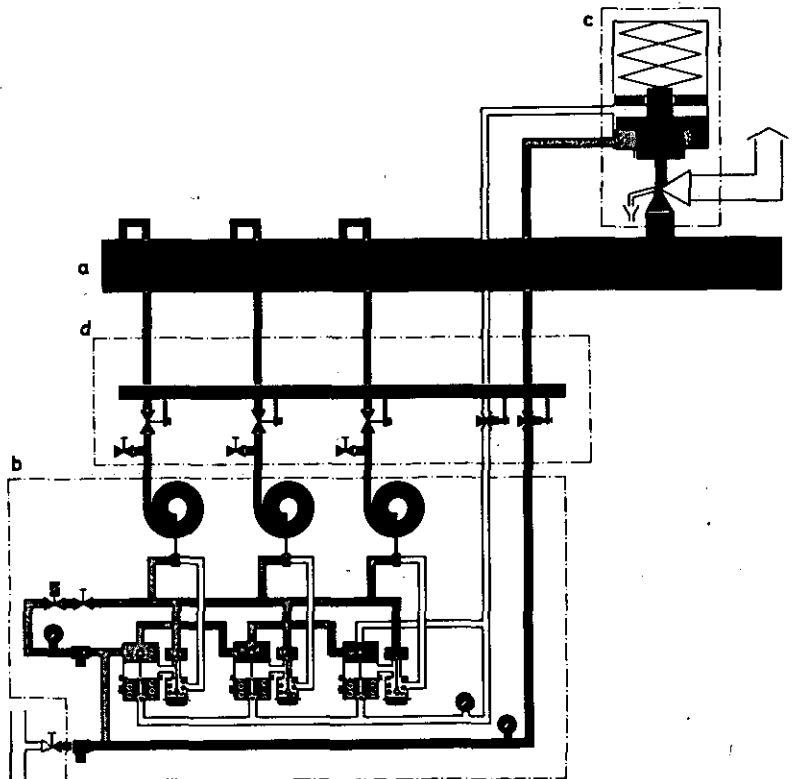
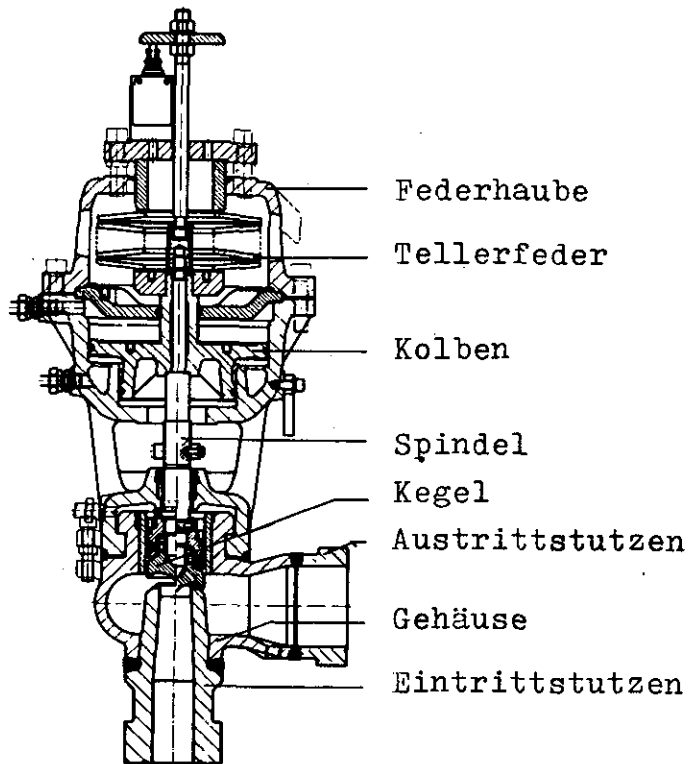
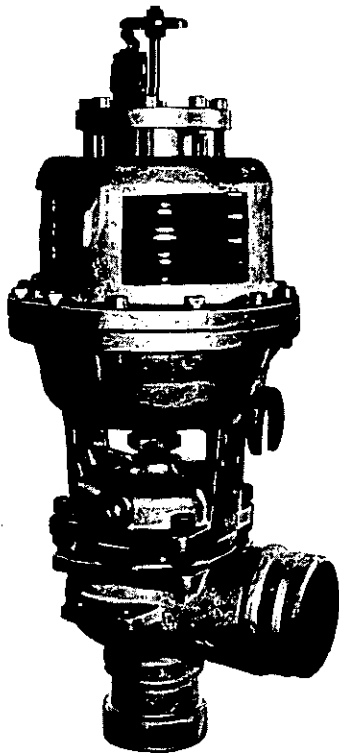


Abb. 15: Vollhubsicherheitsventil mit Zusatzbelastung (Bopp & Reuther)

#### 2.4.2 Ventilversagen bei normalen Betriebsbedingungen

Die Ausfallratensammlung in /7/ weist für Sicherheitsventile mit drei Vorsteuer-ventilen Versagenswahrscheinlichkeiten (Medianwerte) von:

$4 \cdot 10^{-3}$ /Anforderung (Unsicherheitsfaktor 6) für 'Ventil öffnet nicht' und  
 $7 \cdot 10^{-3}$ /Anforderung (Unsicherheitsfaktor 4) für 'Ventil schließt nicht'  
aus.

Für die Ausfallart 'öffnet unbeabsichtigt' wird in /7/ eine Ausfallrate von  $2 \cdot 10^{-6}$  pro Stunde (Medianwert) mit Unsicherheitsfaktor 7 angegeben.

Daraus resultiert für das unbeabsichtigte Öffnen des Dampferzeuger-Sicherheits-ventils 100 Stunden nach Reaktorschnellabschaltung ein Erwartungswert von  $4 \cdot 10^{-4}$ . Größere Zeiträume brauchen hier aufgrund der durch radioaktiven Zerfall und Abpumpen der Kühlgas reduzierten Primärkreislauf-Aktivität nicht betrachtet zu werden.

Falls das Ventil danach nicht wieder schließt ( $7 \cdot 10^{-3}/A$ ), erfolgt die Druckentlastung des Primärkreislaufs in die Umgebung. Dabei wird bei korrekter Leckerkennung und -isolation infolge der geringen Wassereinbruchmenge maximal die betriebliche Kühlgasaktivität freigesetzt.

Die Eintrittshäufigkeit dieser Störfallkette ergibt sich zu  $3 \cdot 10^{-7}$  pro Reaktorjahr (Erwartungswert) mit den Anteilen:

- $7 \cdot 10^{-2}/a$  für die Häufigkeit mittlerer DE-Lecks
- $4 \cdot 10^{-4}$  für das unbeabsichtigte Öffnen des Sicherheitsventils nach 100 h und
- $1 \cdot 10^{-2}/A$  für das Schließversagen des Sicherheitsventils.

#### 2.4.3 Ventilversagen unter extremen Betriebsbedingungen

Wie die Analyse von Fehlern und Ausfällen bei der Dampferzeugerabschaltung in Kapitel 2.3 ergab, ist das Versagen der speisewasserseitigen Absperrung bei geschlossener Frischdampfleitung für den weiteren Störfallablauf von zentraler Bedeutung.

Der Ansprechdruck des FD-Sicherheitsventils liegt mit 190 bar unter dem Druckniveau der Speisewasserseite von 204 bar, wie die Richtlinien aus dem Kesselbau fordern.

Fördern die Speisewasserpumpen über die offene Speisewasserleitung weiter in den frischdampfseitig abgesperrten Dampferzeuger, steigt der Druck im Frischdampfteil innerhalb von etwa drei Minuten auf Speisewasserdruckniveau an.

Das Sicherheitsventil öffnet bei 190 bar. Die Wasserfront wandert in den Dampferzeugerrohren infolge des hohen Druckes und der geringen Wärmeübertragung nach Schließen des primärseitigen Heliumabsperrventils rasch bis zum Sicherheitsventil, das nicht für Wasser ausgelegt ist. Im Rahmen dieser Studie wurde angenommen, daß das Ventil mit großer Wahrscheinlichkeit durch die Wasserbeaufschlagung so beschädigt wird, daß es nach dem Öffnen nicht wieder dicht schließt.

Inzwischen sind eine Reihe von analytischen und experimentellen Untersuchungen angelaufen, die das Ventilverhalten bei Beaufschlagung mit Wasser untersuchen. Ergebnisse liegen bislang nur für die Vorsteuerventile (VV) von Druckhalter-Sicherheitsventilen vor /8/. Danach erfüllen die VV im Prinzip die Ansteuerung des Hauptventils auch bei Sattwasser, unterkühltem Wasser und beim Phasenübergang von Sattedampf auf heißes Druckwasser. Die sichere Funktion des VV ist Voraussetzung für eine zuverlässige Ansteuerung des Hauptventils (HV). Die Versuche haben bestätigt, daß neben dem VV auch dem Rohrleitungssystem eine große Bedeutung beizumessen ist.

Nach /9/ erscheint der Ventilsitz hinsichtlich mechanischer Schäden am Sicherheitsventil die entscheidende Schwachstelle zu sein. Kommt es nämlich zum Schwingen des Ventilkolbens durch Wasserbeaufschlagung, entstehen im in der Regel hartverchromten Sitz Riefen und Kerben, die letztlich ein Festfressen bedingen können. Auch ein Bruch der Spindel ist dabei nicht ausgeschlossen. Die Ventilgehäuse sind konservativ ausgelegt, so daß mit einem Versagen nur bei großen Materialfehlern oder bei Thermoschocks gerechnet werden muß. Fehler in der Verbindungsnaht des Ventileintrittstutzens mit der abzusichernden Leitung haben bei kleineren Ventilen in einigen Fällen zu einem Abriß des Ventils geführt. Auch ist der fast vollständige Abriß eines Sicherheitsventils sowie die Beschädigung weiterer Ventile durch Wasserbeaufschlagung nach einem Störfall im KKW Grundremmingen bekannt. In anderen Fällen, wie z.B. ein Störfall im Kernkraftwerk Crystal River hat eine Wasserbeaufschlagung nicht zum Ausfall des Ventils geführt.

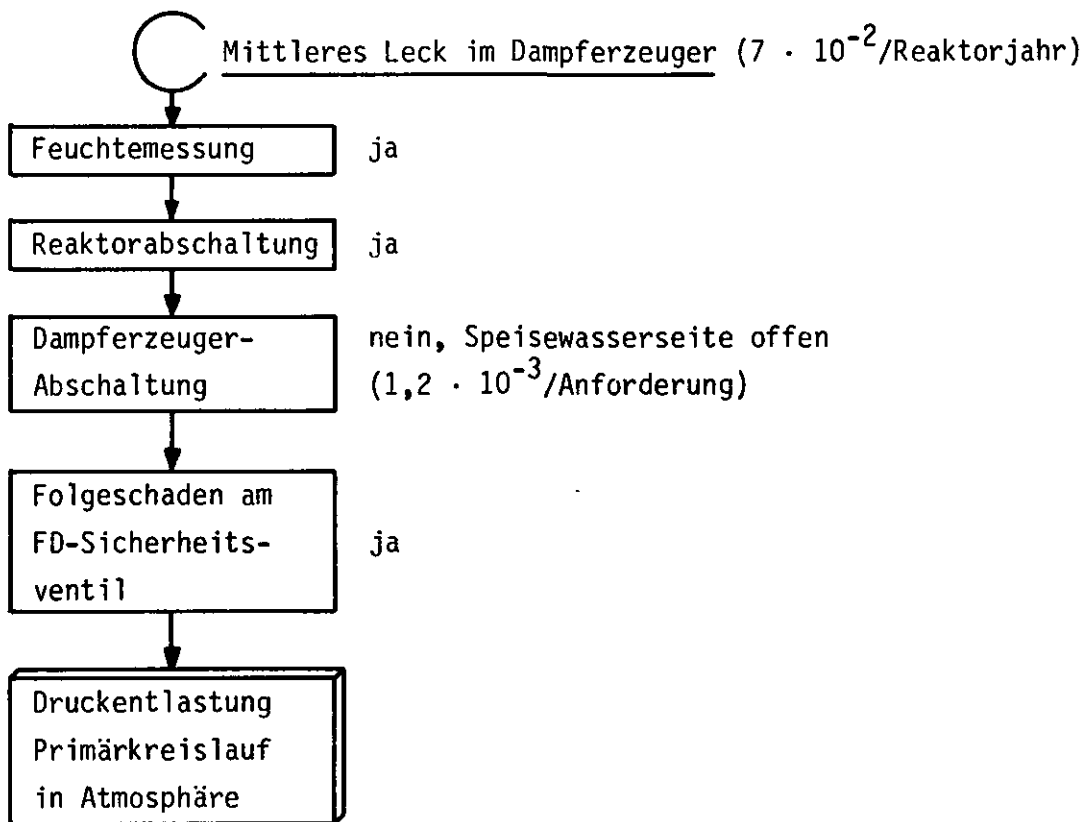
Wesentlich für die Möglichkeit einer Beschädigung ist das Druckniveau und die Dauer des Schwingvorganges. Hubbegrenzte Vollhubsicherheitsventile, wie das des HTR-1160 lassen allerdings ein günstigeres Verhalten bei Beaufschlagung mit Wasser erwarten, als etwa federbelastete Sicherheitsventile.

Aus den vorliegenden Untersuchungen und Betriebserfahrungen lassen sich allerdings keine belastbaren Aussagen zur Versagenshäufigkeit von Überdrucksicherheitsventilen durch Beaufschlagung mit Wasser ableiten. Es ist jedoch zu erwar-

ten, daß die Versagenshäufigkeit im Vergleich zu der bei normalen Betriebsbedingungen wesentlich höher liegt. Im Rahmen der PSH-Studie wird daher konservativ angenommen, daß am Sicherheitsventil bei Beaufschlagung mit (unterkühltem) Wasser ein Folgeschaden mit der Wahrscheinlichkeit 1 auftritt.

Sobald das Hauptkühlsystem abgeschaltet wird und der Druck im defekten Dampferzeuger unter den Primärkreislaufdruck gesunken ist, kann Kühlgas über das Leck und das defekte Ventil direkt in die Atmosphäre ausströmen.

Die wesentlichen Ereignisse dieser Störfallkette sind nachfolgend noch einmal aufgeführt:



Die Häufigkeit dieser Störfallkette wurde zu  $8,4 \cdot 10^{-5}$  pro Reaktorjahr mit Unsicherheitsfaktor 27 ermittelt.

Beim HTR-1160-Konzept gibt es keine Möglichkeit, den Freisetzungspfad in die Atmosphäre wieder zu schließen. Mit dem Kühlgas strömen daher bis zur Druckentlastung des Primärkreislaufes die freigesetzten Spaltprodukte kontinuierlich in die Atmosphäre.



## 2.5 Nachwärmeabfuhr

Dem HTR-1160 stehen nach einem Wassereinbruch mit dem Hauptkühlsystem als Teil des betrieblichen Kühlsystems und dem Hilfskühlsystem als Sicherheitssystem zwei redundante Systeme zur Nachwärmeabfuhr zur Verfügung.

Eine Feuchtekonzentration von 600 ppm in einem der sechs Dampferzeuger führt zur Reaktorschnellabschaltung, die automatisch den NWA-Betrieb mit dem Hauptkühlsystem einleitet.

### 2.5.1 Nachwärmeabfuhr mit dem Hauptkühlsystem

Mit der Reaktorschnellabschaltung erfolgt gleichzeitig der Turbinenschnellschluß und das Anfahren des Hilfsdampfsystems. Über die Blockleistungsregelung wird der Speisewasserdurchsatz mit 30 %/min auf 25 % reduziert. Die Frischdampf-temperaturregelung bleibt in Betrieb. Diesem Regelkreis ist der Speisewasserdurchsatz als Störgröße aufgeschaltet, so daß parallel zum Speisewasserdurchsatz automatisch der Kühlgasdurchsatz heruntergefahren wird.

Bei der Anregung der Prozedur 'Turbinenschnellschluß' werden die Schnellschlußventile in den Dampfleitungen des Hochdruck (HD)- und Mitteldruckteiles (MD) der Turbine geschlossen und der Dampf über je 4 x 25 % HD- und Niederdruck (ND)-Reduzierstationen geführt. Die HD-Reduzierstationen, die nach Schließen des HD-Teiles der Turbine bei 180 bar öffnen, versorgen die Gebläse-Antriebsturbinen und den KZÜ-Sammler mit Dampf. Für die Antriebsturbinen der Speisewasserpumpen wird der Dampf dem KZÜ-Sammler entnommen (Abb. 16).

#### 2.5.1.1 Ausfälle des Hauptkühlsystems beim Übergang auf NWA-Betrieb

Der Fehlerbaum in Abb. 17 erfaßt Fehlermöglichkeiten bei der Einleitung der Nachwärmeabfuhr mit dem Hauptkühlsystem. Sie führen spontan bzw. innerhalb weniger Minuten zum Ausfall des Hauptkühlsystems.

##### Versagen der HD-Reduzierstationen

Beim Nichtöffnen der HD-Reduzierstationen nach Turbinenschnellschluß steigt der Druck in der Frischdampfleitung bis auf den Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile. Die Turbinen der Kühlgasgebläse und der Speisewasserpumpen können nicht mehr mit Dampf versorgt werden und laufen nach kurzer Zeit aus. Die Anregekriterien des Hilfskühlsystems 'Speisewassermangel' und 'Kühlgas-mangel' werden erreicht.

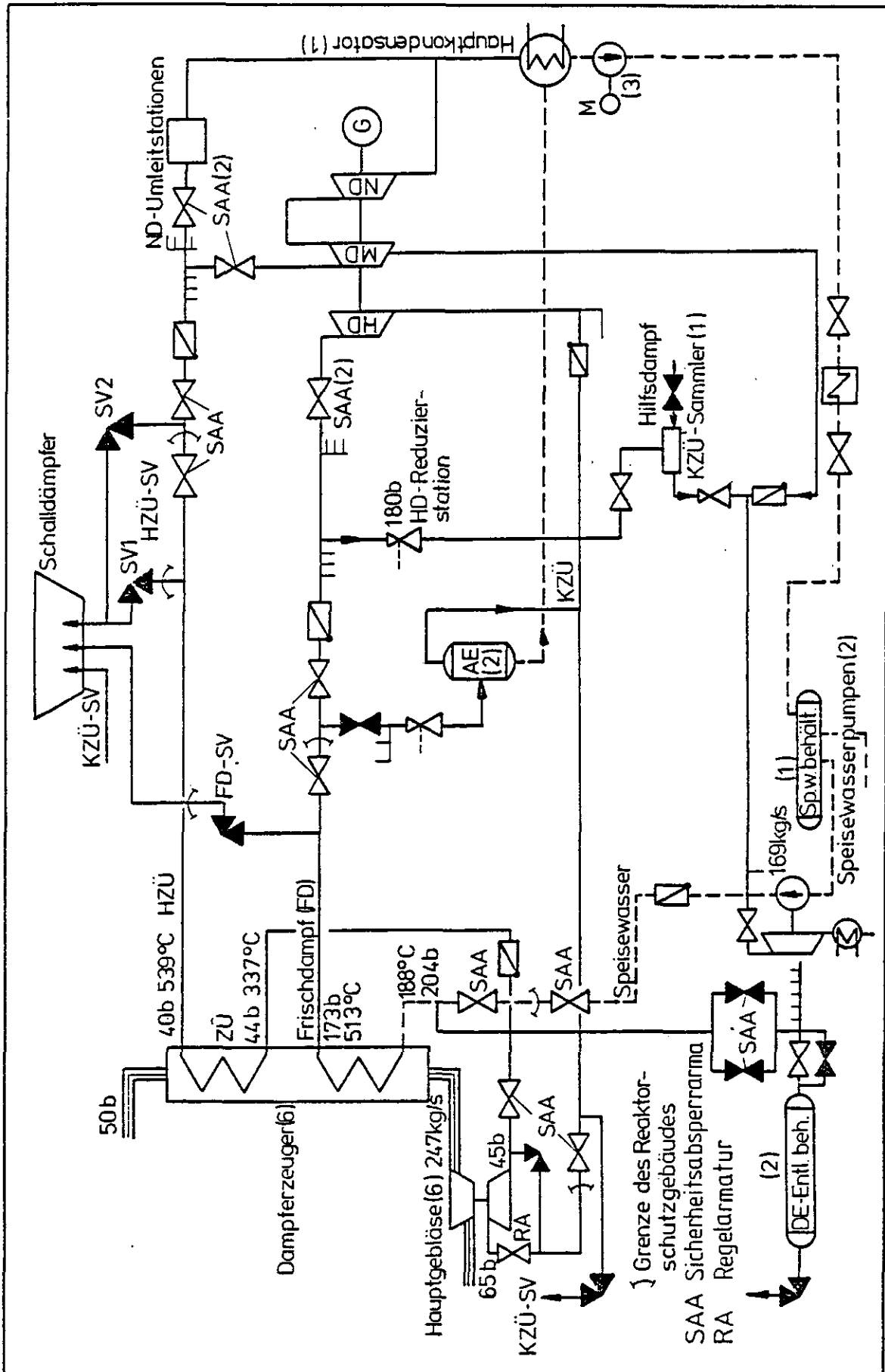


Abb. 16: Schema des Wasser-Dampf-Hauptkreislaufs HTR-1160

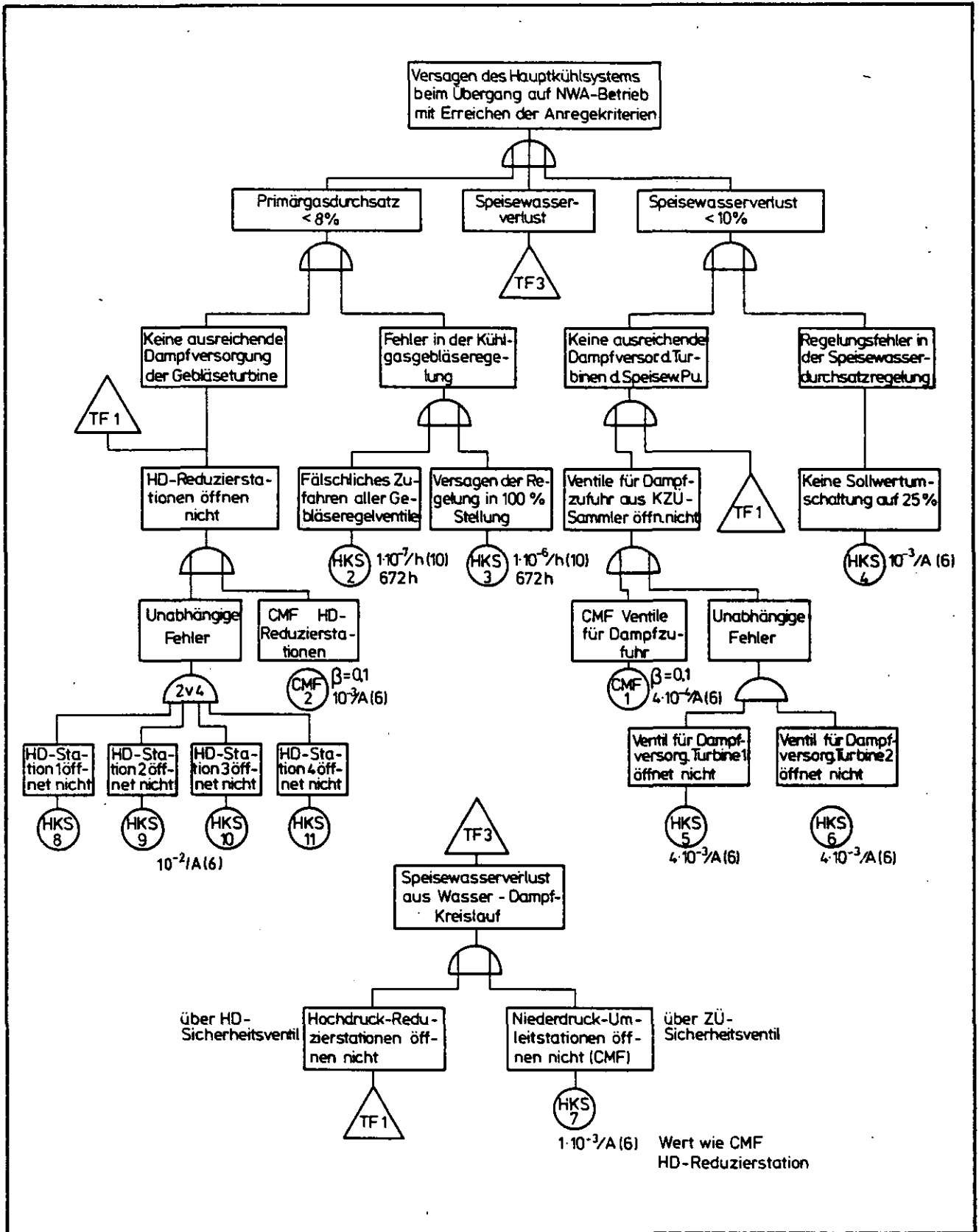


Abb. 17: Fehlerbaum 'Hauptkühlsystem-Übergang auf NWA-Betrieb'

Es wurde angenommen, daß die NWA mit dem Hauptkühlsystem versagt, wenn mindestens zwei der 4 x 25 % HD-Reduzierstationen nicht öffnen. Beim Versagen von nur einer Reduzierstation muß der überschüssige Dampf anfänglich über die FD-Sicherheitsventile abgelassen werden. Dies führt nur dann zu einem Versagen der NWA mit dem Hauptkühlsystem, wenn die FD-Sicherheitsventile nicht mehr schließen.

Für die Nichtverfügbarkeit einer HD-Reduzierstation wurde ein Erwartungswert von  $1,8 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 6 zugrunde gelegt.

#### Versagen der ND-Umleitstationen

Bei Ausfall der ND-Umleitstationen kann der Dampf aus den Zwischenüberhitzern dem Kondensator nicht zugeführt werden. Der Betrieb des Hauptkühlsystems geht dadurch vom geschlossenen in einen offenen Kreislauf über. Der produzierte Dampf wird über die Zwischenüberhitzer-Sicherheitsventile in die Atmosphäre abgelassen. Der Inhalt des Speisewasserbehälters reicht für einen etwa 14minütigen Betrieb des Hauptkühlsystems mit offenem Kreislauf. Danach wird das Hilfskühlsystem wegen Speisewassermangel angefordert und das Hauptkühlsystem abgeschaltet.

Analog zum Versagen der HD-Reduzierstationen wurde angenommen, daß die NWA mit dem Hauptkühlsystem versagt, wenn mindestens zwei der 4 x 25 % ND-Umleitstationen nicht öffnen.

Der Wert für die Nichtverfügbarkeit der HD-Reduzierstationen wurde auf die ND-Umleitstationen übertragen.

#### Ausfall der Dampfversorgung der Speisewasserpumpen

Um die Turbinen der Speisewasserpumpen bei Nachwärmeabfuhrbetrieb mit Dampf aus dem KZÜ-Sammler versorgen zu können, müssen die Reduzierventile (Abb. 16) vor den Turbinen der Speisewasserpumpen öffnen. Bei Nichtöffnen dieser Ventile laufen die Turbinen nach kurzer Zeit aus.

Beim Versagen eines Ventils und damit Ausfall einer Speisewasserpumpe kann der Durchsatz von der zweiten aufrecht erhalten werden.

Das Versagen eines Ventils wurde mit  $7 \cdot 10^{-3}$  pro Anforderung bewertet.

#### Versagen der Speisewasserregelung

Bei der Reaktorschnellabschaltung wird der Speisewasserdurchsatz-Sollwert linear mit 0,5 %/sec auf 25 % abgesenkt. Ein Versagen dieser Absenkung in der Art, daß der Ausgangswert beibehalten wird, führt zu einer Überspeisung

der Dampferzeuger. Infolge davon werden der Grenzwert 'Gebläsedrehzahl zu Speisewasserdurchsatz kleiner als 0,5' erreicht und alle Dampferzeuger abgeschaltet oder der Grenzwert 'Heliumdurchsatz kleiner 8 %', der über die HiKS-Anforderung zur Abschaltung aller Dampferzeuger führt. Der erste Grenzwert wird nach 200 sec, der zweite nach 410 sec erreicht /10/.

#### Versagen der Gebläseregelung

Das fälschliche Zufahren der Gebläse-Regelventile oder das Beibehalten der betrieblichen Stellung kann zu einer Anforderung der HiKS führen.

Ein gleichzeitiges fälschliches Zufahren aller Gebläse-Regelventile führt zum Anregekriterium 'Kühlgasdurchsatz kleiner 8 %'. Ein Versagen der Gebläseregelung in der betrieblichen Stellung (100 % Leistungsbetrieb) bedingt einen Kühlgasüberschuß; das Anregekriterium 'Gebläsedrehzahl zu Speisewasserdurchsatz zu hoch' wird erreicht und schaltet die Dampferzeuger einzeln ab. Da hier jedoch die betriebliche Regelung im Eingriff bleibt, wird die Wahrscheinlichkeit, daß diese Versagensart zur Anregung des Hilfskühlsystems führt, als klein angesehen.

Die Auswertung des Fehlerbaumes in Abb. 17 ergab einen Erwartungswert für den Ausfall des Hauptkühlsystems während des Übergangs auf NWA-Betrieb von  $9 \cdot 10^{-3}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 3.

#### 2.5.1.2 Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem

Bei Eintritt eines Dampferzeugerlecks ist vorgesehen, mindestens in den ersten fünf Minuten die Nachwärme mit dem Hauptkühlsystem abzuführen, damit die Heißgastemperaturen rasch absinken und die chemischen Reaktionen begrenzt bleiben. Dies wird durch ein Zeitglied in der Reaktorschutzlogik sichergestellt, das bei anstehendem Koinzidenzsignal 'Feuchte und Druck im RDB hoch' die Anforderung des Hilfskühlsystems und damit die automatische Abschaltung des Hauptkühlsystems in den ersten 5 min nach Reaktorschnellabschaltung unterdrückt. Das Signal wird allerdings nur bei großen Dampferzeugerlecks so früh erreicht und auch nur dann, wenn der defekte Dampferzeuger nicht identifiziert oder fehlerhaft abgesperrt wurde.

#### 2.5.1.3 Ausfälle des Hauptkühlsystems durch Fehler in der Hilfsdampfversorgung

Um die NWA mit dem Hauptkühlsystem über längere Zeit aufrecht erhalten zu können, muß nach 20 min Hilfsdampf zum Antrieb der Gebläse und Speisewasser-

pumpen-Turbinen bereitgestellt werden. Dazu sind zwei redundante Hilfskessel vorgesehen. Sie werden bei Reaktorschnellabschaltung automatisch in Betrieb genommen. Der Hilfsdampf steht in ausreichender Menge innerhalb von 20 min zur Verfügung. Die Einschaltung erfolgt durch den Operateur und muß spätestens nach 20 min abgeschlossen sein.

Ein vorzeitiges Zuschalten des Hilfsdampfes hat keinen erkennbaren Einfluß auf die Zuverlässigkeit der Hilfsdampfbereitstellung. Die Wahrscheinlichkeit für das Ausbleiben der Operateur-Handlungen wurde im Fachband I (Kap. B) zu  $7 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 10 bewertet. Die Ausfallraten der Hilfskesselkomponenten wurden der AIPA-Studie entnommen.

Die Auswertung des Fehlerbaumes 'Ausfall Hilfsdampfversorgung' (Abb. 18) ergab einen Erwartungswert von  $7,5 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 6.

#### 2.5.1.4 Langfristige NWA mit dem Hauptkühlsystem

Wird der defekte Dampferzeuger erfolgreich detektiert und ordnungsgemäß isoliert, kann über die restlichen fünf Dampferzeuger langfristig die NWA abgeführt werden. Voraussetzung ist die Hilfsdampfzuschaltung nach 20 min durch den Operateur.

Das HaKS muß ca. 1000 h die Nachwärme abführen, damit keine Schäden an den Brennelementen auftreten.

Treten Fehler im Hauptkühlsystem oder in der Hilfsdampfversorgung auf, die zu einer Kühlgasreduzierung  $< 8 \%$  oder Speisewasserreduzierung  $< 10 \%$  führen, wird das Hilfskühlsystem gestartet und das HaKS abgeschaltet. Die Versagensmöglichkeiten sind im Fehlerbaum in Abb. 19 aufgeführt.

Als Ausfallrate für das HaKS wurde gegenüber der in Fachband II (Kap. A.1) ermittelten Rate von 0.3/a für das auslösende Ereignis 'Ausfall der Hauptkühlkreisläufe' ein um den Faktor 3 höherer Wert berücksichtigt, da die NWA für das HaKS eine weniger stabile Fahrweise bedeutet, als der Leistungsbetrieb. Ein möglicher Ausfall der Energieversorgung ist mit berücksichtigt.

Die Ausfallwahrscheinlichkeit des HaKS in Abhängigkeit von der Dauer der Durchhaltephase ist in Abb. 20 aufgetragen.

#### 2.5.1.5 Abschaltung des Hauptkühlsystems bei fehlerhafter Dampferzeuger-Isolierung

Liegt eine fehlerhafte Abschaltung des defekten Dampferzeugers vor, wie etwa bei Offenbleiben der Absperrarmaturen in der Speisewasserleitung, dringt weiter-

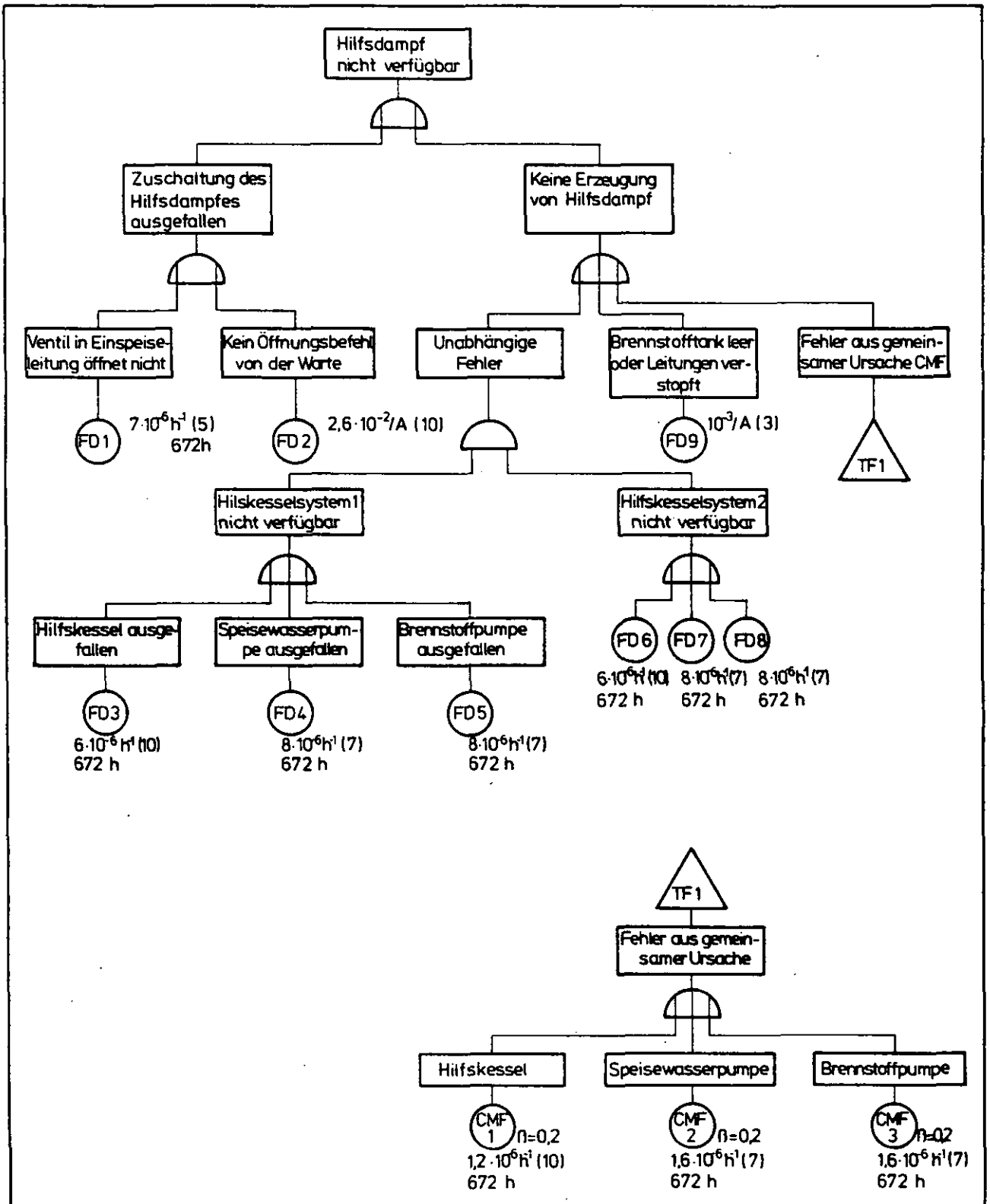


Abb. 18: Fehlerbaum: 'Hilfsdampfversorgung'

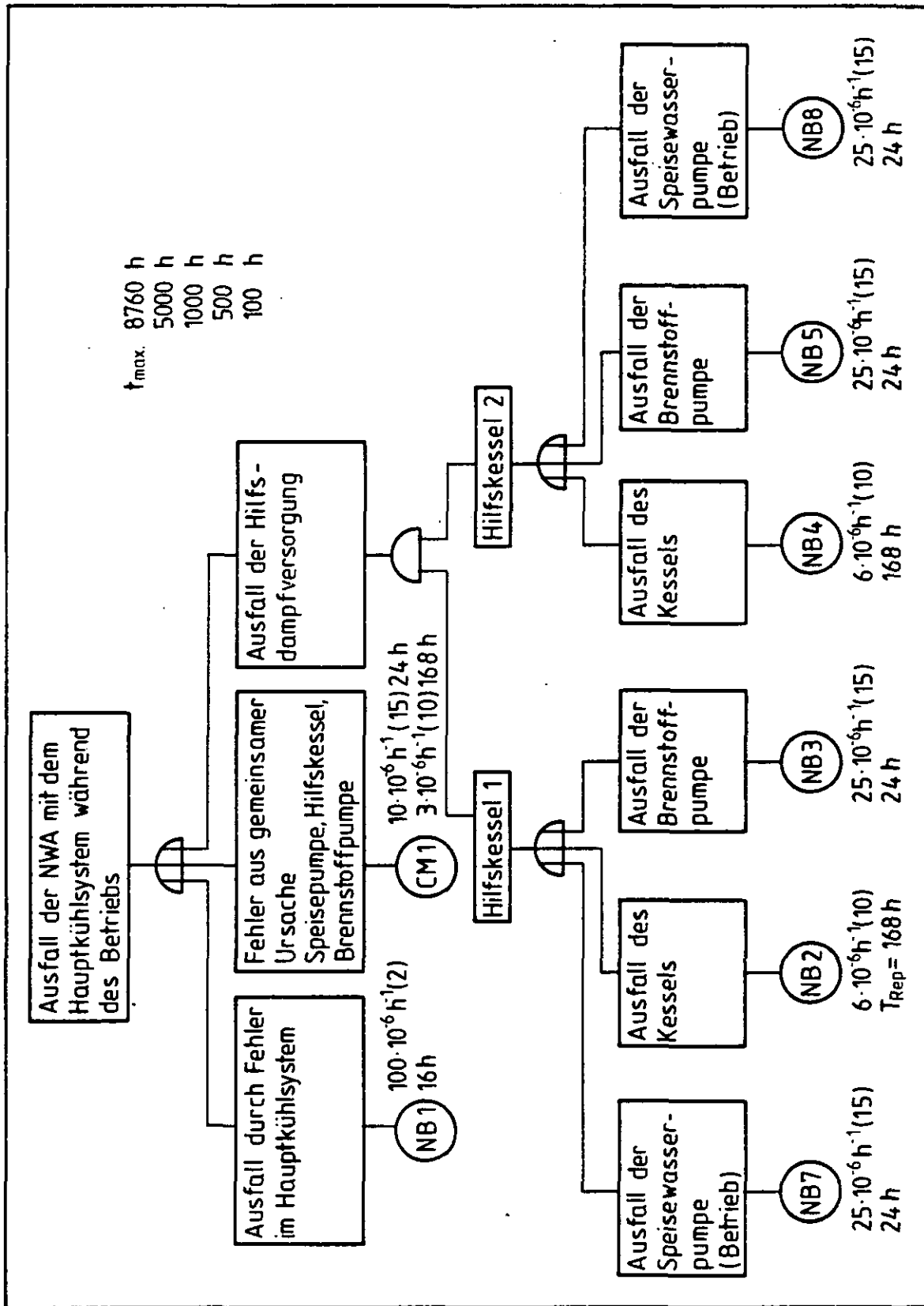


Abb. 19: Fehlerbaum: 'Ausfall NWA mit Hauptkühlsystem'



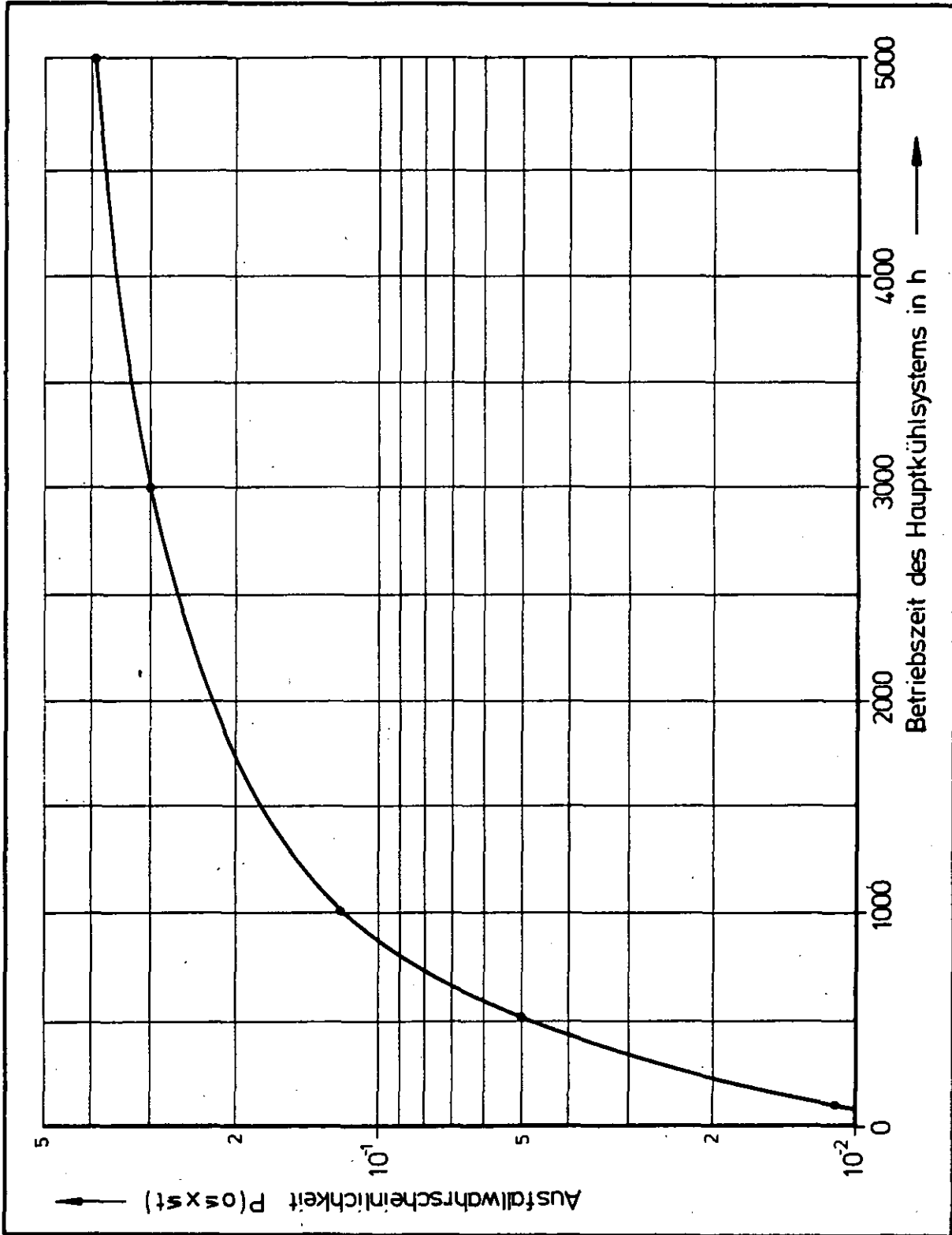


Abb. 20: Ausfallwahrscheinlichkeit der NWA mit dem Hauptkühlsystem

hin Wasser in den Primärkreislauf, da alle sechs Dampferzeuger dampf- und wasserseitig über Sammelleitungen miteinander verbunden sind und gemeinsam von zwei Speisewasserpumpen versorgt werden. Der Wassereinbruch ist erst beendet, wenn die Speisewasserpumpen und damit das gesamte Hauptkühlsystem abgeschaltet wird.

Diese Abschaltung erfolgt bei größeren Wassereinbruchsraten automatisch nach Erreichen des Reaktordruckbehälter-Druckgrenzwertes von 51,8 bar, der zusammen mit dem Feuchtegrenzwert ein Koinzidenzsignal bildet und das Hilfskühlsystem anfordert.

Wird dieses Koinzidenzsignal nicht oder erst spät erreicht, bei mittleren Dampferzeuger-Leckagen erst nach etwa 1 bis 2 Stunden, wird der Operateur die NWA mit dem Hauptkühlsystem unterbrechen und so den Wassereinbruch beenden. In der Analyse wurde davon ausgegangen, daß der Operateur diese Aktion spätestens nach 20 min, wenn die Entscheidung der Hilfsdampfzuschaltung ansteht, durchführt. Vor allem der ungewöhnliche Druckverlauf im Primärkreislauf (Abb. 21), das Abblasen des Frischdampf-Sicherheitsventils und die Speisewasserdurchflußmessung im scheinbar abgesperrten Dampferzeuger sind für den Operateur eindeutige Hinweise, daß die Bespeisung des defekten Dampferzeugers und damit der Wassereinbruch nicht beendet ist.

#### 2.5.2 Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem

Das viersträngig aufgebaute Hilfskühlsystem wird nach Ausfall des Hauptkühlsystems automatisch vom Reaktorschutzsystem zur Abfuhr der Nachzerfallsleistung angefordert. Jeder Strang ist für eine Kühlkapazität von 50 % ausgelegt. Nach etwa 1/4 Stunde unterschreitet die Nachzerfallswärme die Wärmeabfuhrkapazität eines Stranges bei Reaktor unter Druck. Um auch ein lokales Überschreiten von sicherheitstechnischen Temperaturgrenzwerten ausschließen zu können, wurde konservativ festgelegt, daß für die erste Stunde nach Kühlungsbeginn zwei Stränge benötigt werden und daß danach ein Strang ausreicht. Wird die Kühlung über 1000 Stunden aufrecht erhalten, so verursacht auch ein längerer Ausfall der Kühlsysteme keine ernsthaften Schäden mehr am Reaktorkern. Die Wirksamkeit des Hilfskühlsystems ist auch für den Fall einer Druckentlastung des Primärkreislaufs über das Leck im Dampferzeuger und das undichte Frischdampf-Sicherheitsventil gewährleistet.

Jeder Strang des Hilfskühlsystems besteht aus Hilfsgebläse mit drehzahlgeregeltem Elektroantrieb, selbsttätig öffnender Primärgasrückschlagklappe und Hilfswärmetauscher zur Abgabe der Wärme an einen geschlossenen Kühlwasserkreislauf. Hinzu kommen Komponentenversorgungs- und -kühlsysteme, die sich aus vielen Komponenten aufbauen, die außerhalb des Reaktorschutzgebäudes liegen und deshalb

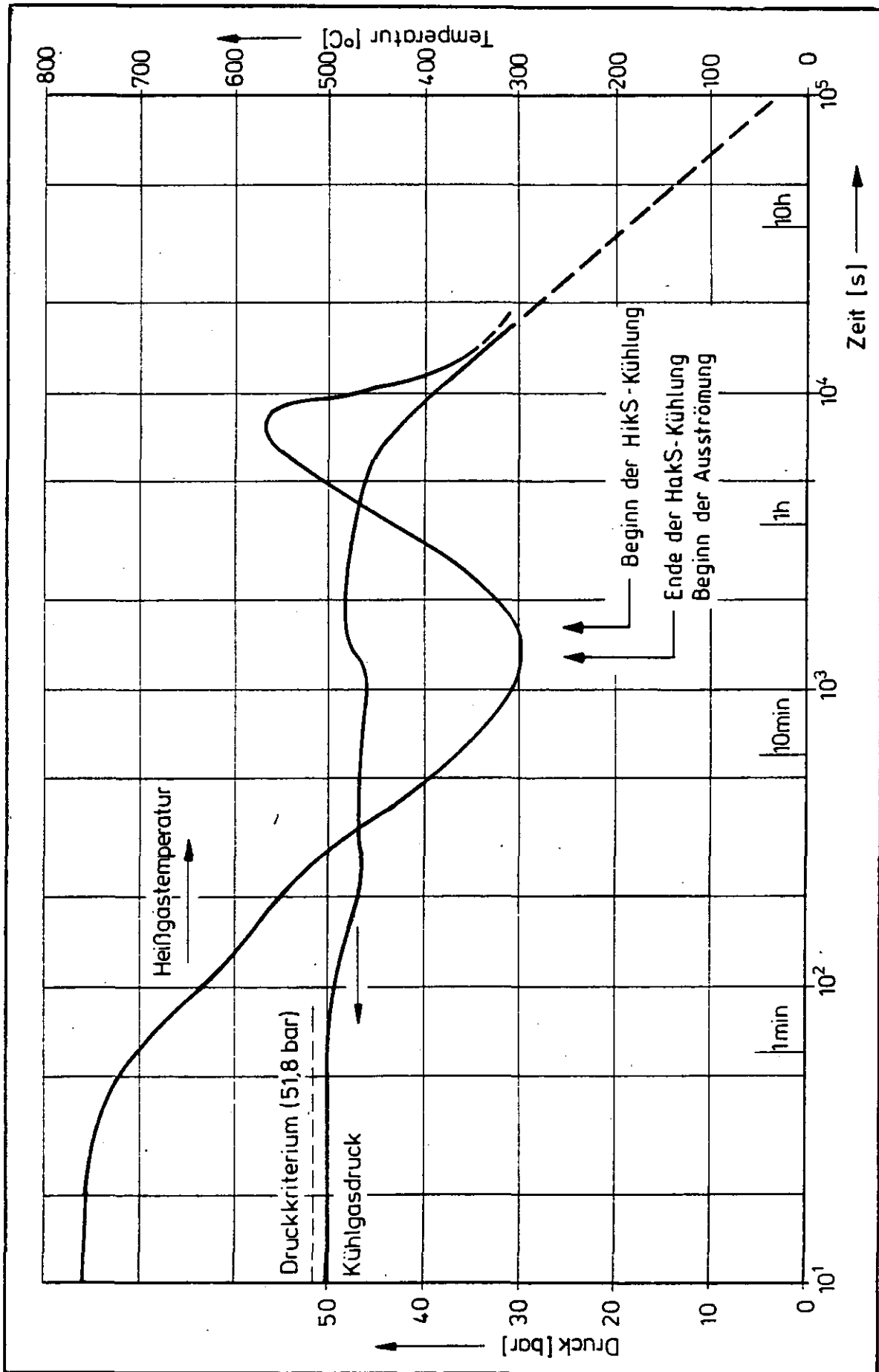


Abb. 21: Druck- und Temperaturverlauf nach fehlerhafter DE-Abspernung bei mittleren Lecks

auch unter den hier betrachteten Bedingungen für Reparaturen zugänglich sind. Die Komponenten des Hilfskühlsystems werden monatlich funktionsgeprüft. Eine Ausnahme bildet die Primärgasrückschlagklappe, die ohne Beeinträchtigung des Vollastbetriebes nicht geöffnet werden kann. Für sie wird ein halbjährliches Inspektionsintervall angesetzt.

#### 2.5.2.1 Startversagen des Hilfskühlsystems

Innerhalb des Startprogrammes für das Hilfskühlsystem sind verschiedene Antriebe und Armaturen zu schalten. Die Zuverlässigkeit des Hilfskühlsystems wurde im Rahmen der Störfallanalyse 'Ausfall Hauptkühlkreisläufe' (Fachband II, Kap. A.1) detailliert untersucht. Da die Anforderungen an das System beim Wassereinbruchstörfall nahezu gleich sind, ist eine Übertragung der Ergebnisse zulässig.

Die Auswertung des in Abb. 22 dargestellten Fehlerbaumes ergab für die Nichtverfügbarkeit des Hilfskühlsystems einen Erwartungswert von  $2,5 \cdot 10^{-3}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 3.

Ergebnisbestimmend sind in erster Linie Common-Mode-Ausfälle aller Stränge des Hilfskühlsystems. Die größten Anteile dazu liefern das Versagen der Primärgasrückschlagklappen wegen des halbjährlichen Inspektionsintervalls (30 %), Ausfälle der Hilfskühlgebläse (15 %) sowie Pumpenausfälle (10 %) in den Kühlwasserkreisläufen. Offengebliebene Hauptabsperrentile oder Fehler im Bereich der Anregung haben keinen Einfluß auf das Gesamtergebnis.

Der errechnete Wert hängt auch von der angenommenen Inspektionsstrategie ab. In den Analysen wurde davon ausgegangen, daß wöchentlich ein Strang funktionsgeprüft wird und daß, wenn zwei Stränge nacheinander auf Testanforderung versagen, auf Common-Mode-Ausfälle geschlossen wird und die restlichen Stränge dann sofort getestet werden. Dadurch reduziert sich die Entdeckungszeit für solche Fehler gegenüber einem simultanen monatlichen Testen um den Faktor 2.

#### 2.5.3 Wiederherstellung der Nachwärmeabfuhr

Der langsame Temperaturanstieg im Reaktorkern erlaubt längere Ausfallzeiten der Kühlsysteme, bevor Schäden an Primärkreislaufkomponenten zu erwarten sind. Somit ist prinzipiell die Reparatur und Wiederinbetriebnahme ausgefallener Stränge des Haupt- oder Hilfskühlsystems möglich und in der Analyse zu berücksichtigen.

##### 2.5.3.1 Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems

Die systemtechnische Auslegung der Anlage läßt eine Wiederinbetriebnahme des

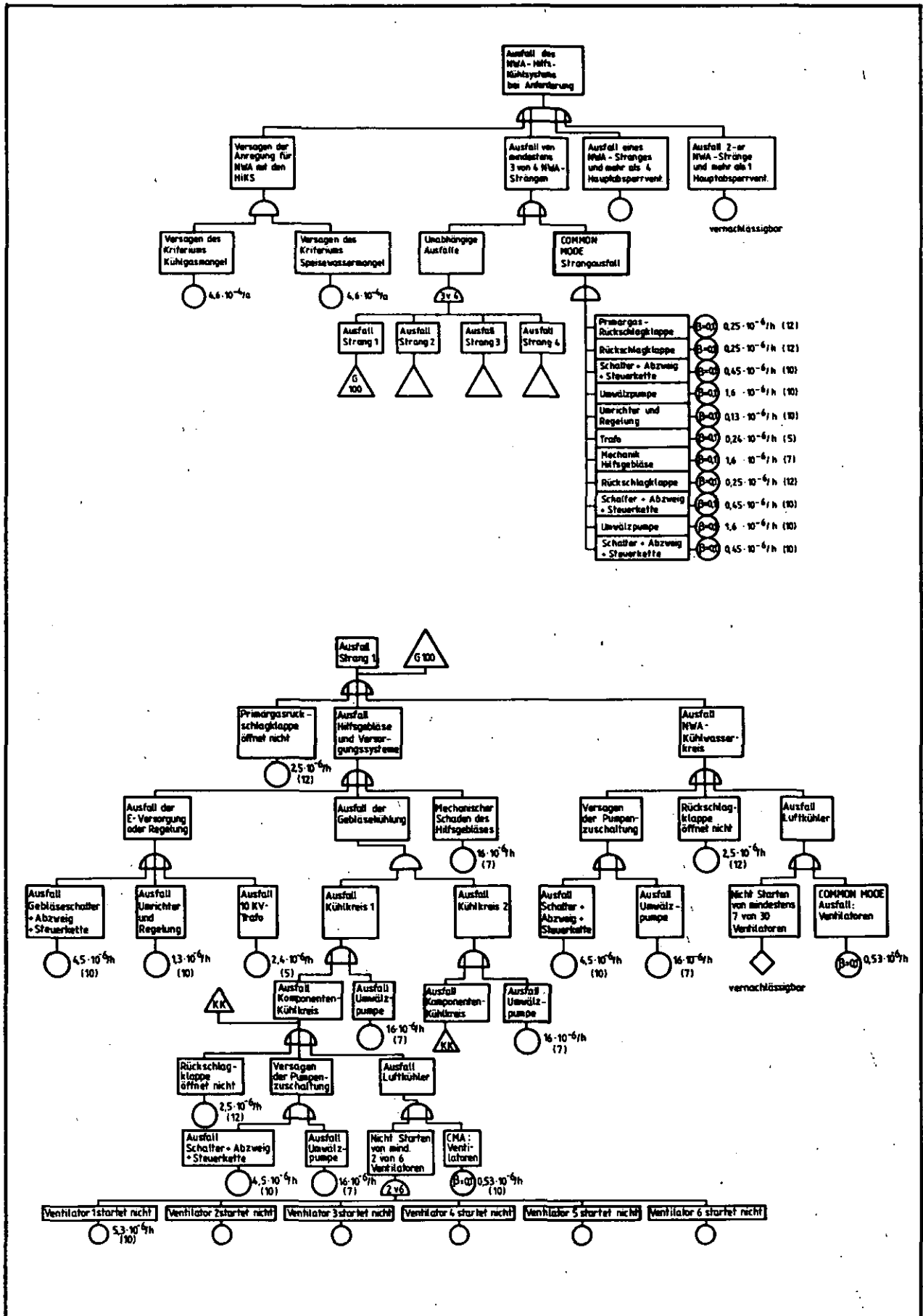


Abb. 22: Fehlerbaum: 'Ausfall Hilfskühlsystem'

Hauptkühlsystems ohne Eingriff ins Reaktorschutzsystem nur zu, wenn die Gas-temperatur am Dampferzeuger-Eintritt unterhalb 426 °C liegt. Für den wichtigsten Fall eines Startversagens des Hilfskühlsystems nach spontanem Ausfall des Hauptkühlsystems wird dieser Wert nicht unterschritten. Bei verzögertem Ausfall erreichen die Temperaturen nach etwas mehr als einer Stunde wieder den Grenzwert, so daß nur wenig Zeit für Reparaturen am Hauptkühlsystem bleibt und dessen Wiederinbetriebnahme unter diesen Bedingungen vernachlässigt werden kann.

Fällt dagegen das Hauptkühlsystem aufgrund nicht erfolgter Hilfsdampfzuschaltung aus, kann innerhalb einer Stunde das System wieder in Betrieb genommen werden.

Das Mißlingen dieser vom Operateur durchzuführenden Aktion ist in Fachband I (Kap. B) mit einem Erwartungswert von 0,4 und Unsicherheitsfaktor 10 bewertet worden.

#### 2.5.3.2 Wiederinbetriebnahme des Hilfskühlsystems

Eine mögliche Wiederherstellung des Hilfskühlsystems nach einem Startausfall hat keinen nennenswerten Einfluß auf die Systemverfügbarkeit. Die zulässige Ausfallzeit beträgt - abhängig von der Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem - 3 bis 7 Stunden, während die mittleren Reparaturzeiten für die meisten Strangkomponenten im Bereich von 30 bis 100 Stunden liegen. Hinzu kommt, daß die im Primärkreislauf befindlichen Komponenten als nicht reparierbar gelten müssen.

Somit kann generell gesagt werden, daß für die wichtigsten Ereignisketten mit Startversagen des Hilfskühlsystems die Reparatur dieses Systems keinen merklichen Zuverlässigkeitsgewinn mit sich bringt und im Ereignisablaufdiagramm nicht berücksichtigt zu werden braucht. Betrachtet man dagegen Ereignisketten, bei denen die Zwangskühlung erst nach längerem Betrieb des Hilfskühlsystems ausfällt ( $> 10$  Stunden), so liegen die zulässigen Ausfallzeiten im Bereich von 20 bis 100 Stunden. Der in solchen Fällen erzielbare Zuverlässigkeitsgewinn durch die Reparaturmöglichkeiten ist erheblich (Fachband II, Kap. B) und führt u.a. dazu, daß diese Ereignisketten keinen nennenswerten Risikobeitrag bedingen. Der späte Ausfall des Hilfs- und Hauptkühlsystems kann daher gegenüber dem Startversagen vernachlässigt werden.

#### 2.5.4 Ereignisbaum 'Nachwärmeabfuhr'

Im dargestellten Ereignisbaum 'Nachwärmeabfuhr' (Abb. 23) sind die Ausfallmöglichkeiten der zuvor behandelten Nachwärmeabfuhrsysteme aufgeführt. Der Ereignis-

Haks - Umschaltung auf NWA	Hilfsdampf	Langzeitkühlung mit Haks	Start Haks	Langzeitkühlung mit Haks	Langzeit-Reparatur Haks	Langzeitkühlung nach Reparatur Haks	Ereigniskette	Häufigkeit pro Anforderung	Nachwärmeabfuhr erfolgreich
							NWA 1	-	ja (Auslegungsfall)
							2	-	ja (Auslegungsfall)
							3	-	ja
							4	-	ja
							5	$\sim 10^{-7}$	nein (Kernaufheizung)
							6	-	ja
							7	-	ja
							8	$\sim 10^{-8}$	nein (Kernaufheizung)
							9	-	ja (Auslegungsfall)
							10	-	ja
							11	-	ja
							12	$\sim 5 \cdot 10^{-8}$	nein (Kernaufheizung)
							13	-	ja
							14	$7,5 \cdot 10^{-5}$	nein (Kernaufheizung)
							15	-	ja (Auslegungsfall)
							16	-	ja
							17	-	ja
							18	$\sim 10^{-8}$	nein (Kernaufheizung)
							19	$3 \cdot 10^{-5}$	nein (Kernaufheizung)

Abb. 23: Ereignisbaum 'Nachwärmeabfuhr'

nisbaum weist die NWA-Ketten 14 und 19 als die wahrscheinlichsten Ausfallkombinationen für die Nachwärmeabfuhr aus. Im Hinblick auf den Ablauf der Kernaufheizung unterscheiden sich die beiden Ketten nur geringfügig.

Die Kette 14 durchläuft die einzelnen Phasen der Kernaufheizung im Vergleich zur NWA 19 etwas später, trägt dagegen zur Nichtverfügbarkeit der NWA-Systeme von  $10^{-4}$  pro Anforderung mit 70 % bei.

## 2.6 Liner Kühlung

Das Liner Kühlsystem hat zusammen mit der thermischen Isolierung die Aufgabe, den Beton des Reaktordruckbehälters vor unzulässig hohen Temperaturen und Temperaturgradienten zu schützen. Bei ordnungsgemäßer Nachwärmeabfuhr spielen Ausfälle dieses Systems für Risikoüberlegungen keine Rolle. Versagt allerdings das Liner Kühlsystem bei Ausfall der Kernkühlung, so heizt sich der Beton im oberen Bereich des Behälters auf und zersetzt sich thermisch. Dabei freigesetzter Wasserdampf und entstehendes Kohlendioxid können in den Primärkreislauf gelangen und mit dem Graphit des Reaktorkerns unter Bildung von Wasserstoff und Kohlenmonoxid reagieren. Sammeln sich die Gase durch Ausströmen aus dem Primärkreislauf im Reaktorschutzgebäude, wird dessen Gebäudeintegrität gefährdet.

Bei Ereignisketten des Wassereinbruchstörfalles mit Freisetzungen über das Leck im Dampferzeuger und das undichte Sicherheitsventil in der Dampfleitung direkt in die Umgebung spielt das Reaktorschutzgebäude als Spaltprodukt-Barriere keine Rolle. Allerdings wirkt sich auch hier der Ausfall des Liner Kühlsystems sehr ungünstig auf die Spaltproduktrückhaltung im Primärkreislauf aus.

Als Ausfallursache dominiert die Dampfblockade einzelner Rohre wegen zu starker Beheizung nach Versagen der Isolierung. Das Versagensmodell (Fachband II, Kap. B.1) und die Versagenswahrscheinlichkeit des Liner Kühlsystems von  $10^{-1}$  pro Anforderung (Medianwert) sind nach Überprüfung aus der AIPA-Studie Phase II übernommen worden.

Bei Kernaufheizungen ohne Vorkühlung wird der Ausfall aufgrund zu hoher Temperaturen nach etwa 95 Stunden erwartet, der sich um weitere 10 Stunden bei etwa 20minütiger Vorkühlung verschiebt. Etwa 10 Stunden später beginnt dann die Betonzersetzung. Die dabei freiwerdenden erheblichen Wasserdampfmengen treiben verstärkt Spaltprodukte aus dem Primärkreislauf.

## 2.7 Abpumpen von Primärkühlmittel

Beim Abfahren der Anlage, z.B. zum Brennelementwechsel, wird das Primärkühlmittel mittels Kompressor über die Helium-Reinigungsanlage in die Lagerbehälter



der Reingasanlage gefördert. Von den beiden Straßen der Reinigungsanlage wird eine zum Abpumpen, die andere zur Reingasversorgung der diversen Verbraucher benutzt. Die Abpumpzeit liegt bei etwa 20 Stunden. Im Notfall können beide Straßen zum Abpumpen benutzt werden; der Zeitbedarf reduziert sich dabei nur unwesentlich.

Die Reinigungsanlage setzt sich im wesentlichen zusammen aus:

- Hochtemperaturfilteradsorber
- Gas-Wasserkühler
- $H_2O/CO_2$ -Adsorber
- Tieftemperaturadsorber
- $H_2/T$ -Rückhalteanlagen

Im Gas-Wasserkühler wird das Kühlgas auf 30 °C abgekühlt. Bei einem Wassereinbruch in den Primärkreislauf kann ein Teil des Wasserdampfes in dieser Anlage auskondensieren. Die Tieftemperaturadsorber haben dagegen nur ein begrenztes Wasseraufnahmevermögen, so daß nur bei kleinen Wassereinbruchmengen ein kontinuierlicher Betrieb möglich ist.

Die Druckentlastung des Primärkreislaufs über das kleine Dampferzeugerleck und undichte Sicherheitsventil in der Dampfleitung dauert im Mittel 100 Stunden.

Wegen des langsamen Ausströmvorganges kann Kühlgas aus dem Primärkreislauf in das Heliumlager abgezogen werden. Die Freisetzung des Heliuminventars ist auf etwa 10 % beschränkt und nach spätestens 25 Stunden beendet, wenn der Abströmvorgang innerhalb einer Stunde nach Freisetzungsbeginn eingeleitet wird.

Bei mittleren Dampferzeugerlecks dauert die Druckentlastung im Mittel etwa einen Tag. Die hohe Wassereinbruchmenge macht ein häufiges Regenerieren der Reinigungsanlage notwendig, so daß der innerhalb eines Tages abpumpbare Anteil des Heliuminventars bei mittleren und erst recht bei großen Dampferzeugerlecks vernachlässigbar ist.

Fällt die Nachwärmeabfuhr aus, kann diese Maßnahme nicht durchgeführt werden, da die Helium-Reinigungsanlage nicht für die Belastungen einer Kernaufheizung ausgelegt ist.

Die Wahrscheinlichkeit für das Versagen des Kühlgasabzuges wurde in Fachband I (Kap. B) zu  $3 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 10 bewertet.

### 3. Störfallablauf nach Lecks im Dampferzeuger

Im folgenden Abschnitt werden die Störfallablaufmöglichkeiten nach Lecks im Dampferzeuger mit Hilfe der Ereignisbaummethode ermittelt und nach ihrer Bedeutung eingeordnet. Die Häufigkeit dieser Ereignisketten resultiert aus den in Kapitel 2 gewonnenen Ergebnissen der Zuverlässigkeitsanalyse. Die Ergebnisse der Zuverlässigkeitsanalyse sind - abgesehen vom Feuchte-meßsystem - von der Leckgröße unabhängig. Zwischen den Störfallabläufen der verschiedenen Leckklassen gibt es nur geringfügige Unterschiede. Ein geschlossenes Bild der Störfallablaufmöglichkeiten wird daher nur für den Störfall 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' aufgezeigt. Bei den übrigen Leckklassen werden die wichtigsten Ereignisketten und deren geringfügige Unterschiede vorgestellt.

#### 3.1 Störfallablauf 'Mittleres Leck im Dampferzeuger'

Das Ereignisablaufdiagramm für 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' ist in Abb. 24 dargestellt.

Die Ereigniskette  $L_M$  beinhaltet die korrekte Ausführung der zur Störfallbeherrschung vorgesehenen Schutzaktionen. In Tabelle 2 ist die zeitliche Abfolge dieser Schutzaktionen aufgeführt.

Zeit nach Störfalleintritt	Ablauf
0	Eintritt eines Heizrohr-Lecks mit einer Leckrate von 0,5 - 11 kg/s
innerhalb 20 sec	Oberschreiten des Feuchtegrenzwertes im defekten DE und Einleiten der RSS-Aktionen: <ul style="list-style-type: none"><li>- Reaktorschnellabschaltung und Turbinenschnellschluß</li><li>- Umschaltung Hauptkühlsystem auf NWA-Betrieb</li><li>- Verriegelung Feuchtegrenzwertbildung an den restlichen fünf DE und an den Hilfswärmetauschern</li><li>- Abschalten des defekten DE</li><li>- Einleiten der DE-Entlastung</li><li>- Anfahren des Hilfsdampfsystems</li></ul>
ca. 40 sec	Schließen der DE-Entlastungsleitung vor Erreichen des Primärkreislaufdruckes; Wassereinbruch in den Primärkreislauf auf max. 300 kg begrenzt.
bis 20 min	Ausreichende Restdampfproduktion für NWA mit Hauptkühlsystem.
nach 20 min	Hilfsdampfzuschaltung für langfristige Abfuhr der Nachzerfallsleistung mit Hauptkühlsystem.

Tabelle 2: Zeitlicher Ablauf der geplanten Schutzaktionen nach mittlerem Leck im Dampferzeuger

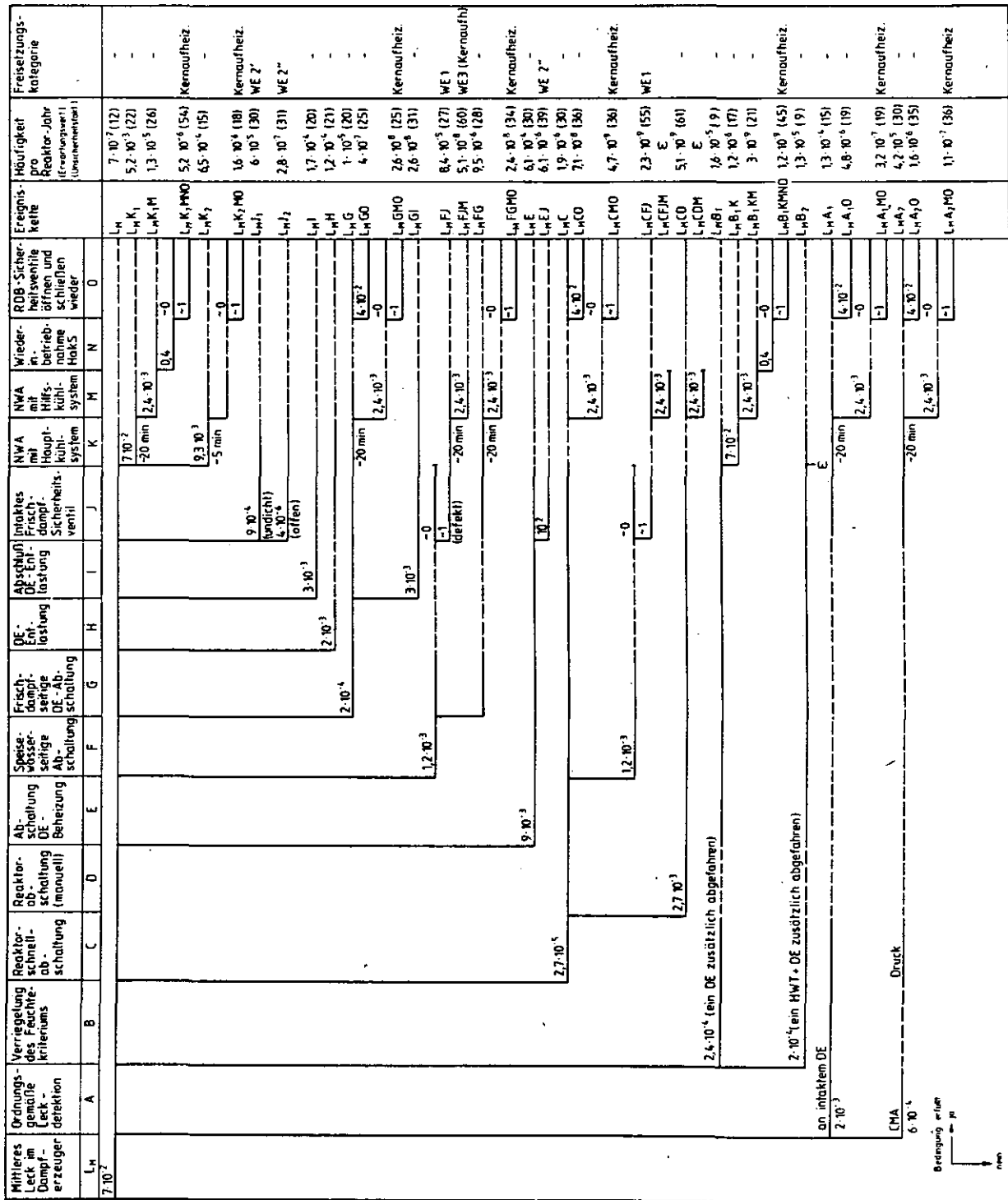


Abb. 24: Ereignisablaufdiagramm 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' (HTR-1160)

Für das Risiko der Wassereinbruchstörfälle sind nur diejenigen Ereignisketten der Abb. 24 von Bedeutung, in deren Verlauf es zu einer Freisetzung von Primärkühlmittel in die Atmosphäre kommt. Sie lassen sich entsprechend ihres Freisetzungspfades einteilen in Ereignisketten mit:

- Spaltproduktfreisetzung über das Reaktorschutzgebäude und
- Spaltproduktfreisetzung über DE-Leck und offenen Sekundärkreis.

Die erste Gruppe erfaßt nur Ereignisketten mit Kernaufheizung. Sie sind in Tabelle 3 aufgeführt.

	Ereigniskette	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr
Kernaufheizung mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude	$L_{MKMNO}$	$5,3 \cdot 10^{-6}$
	$L_{MKMO}$	$1,6 \cdot 10^{-6}$
	$L_{MCMO}$	$5 \cdot 10^{-9}$
	$L_{MB_1KMNO}$	$1,5 \cdot 10^{-9}$
	$L_{MA_1MO}$	$3,4 \cdot 10^{-7}$
	$L_{MA_2MO}$	$1 \cdot 10^{-7}$
	$L_{MGMO}$	$3 \cdot 10^{-8}$
	$L_{MFGMO}$	$2,4 \cdot 10^{-8}$

Tabelle 3: Kernaufheizketten ausgelöst durch mittleres Dampferzeugerleck mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude

Die Summenhäufigkeit der zu  $L_{MKA}$  zusammengefaßten Kernaufheizketten beträgt  $7 \cdot 10^{-6}$ /Reaktor-Jahr. Die weiteren Ablaufmöglichkeiten der Kernaufheizkette  $L_{MKA}$  zeigt das Ereignisablaufdiagramm in Abb. 25.

Ereignisketten mit Kernaufheizung nach mittlerem DE-Leck	Linerkühlung (105 h)	Dichtigkeit Reaktorschutzgeb.		Ereigniskette	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr Erwartungswert (Unsicherheitsfak.)	Zuzuordnende Kernaufheizkategorie (Häufigkeit pro Reaktor-Jahr)
		Abschluß	Strukturelles Versagen			
$L_{MKA}$	C	D	G/V	$L_{MKA}$	$5,5 \cdot 10^{-6}$ (14)	KA 8 ( $1 \cdot 10^{-3}$ )
				$L_{MKA D}$	$2 \cdot 10^{-9}$ (24)	KA 3 ( $5 \cdot 10^{-7}$ )
			G	$L_{MKA CG}$	$1,5 \cdot 10^{-6}$ (31)	KA 7 ( $3 \cdot 10^{-4}$ )
			V	$L_{MKA CV}$	$3 \cdot 10^{-7}$ (51)	KA 5 ( $7 \cdot 10^{-5}$ )
				$L_{MKA CD}$	$\epsilon$	KA 2 ( $2 \cdot 10^{-7}$ )

Abb. 25: Ereignisablaufdiagramm 'Kernaufheizung nach mittlerem DE-Leck'

Die Ereignisketten in Abb. 25 sind bezüglich ihres Ablaufs und der Höhe der Spaltproduktfreisetzung mit den Kernaufheizketten in Fachband II vergleichbar und können daher den dort gebildeten Freisetzungskategorien zugeordnet werden.

Die Ereignisketten der Tabelle 4 umfassen Störfallabläufe mit direkter Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreislauf in die Atmosphäre unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes. Bei funktionierender Nachwärmeabfuhr (a) ist die Freisetzungshöhe wesentlich von der Wassereinbruchmenge abhängig. Allerdings treten wie Abschnitt A.3 zeigt, oberhalb 6 t Sättigungseffekte auf.

	Ereig.-ketten	Kategorie	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr	HaKS-Betrieb/Wassereinbruchmenge/ Kühlgasabzug
a) ohne Kernaufheizung	$L_{MFJ}$ $L_{MCFJ}$  $L_{MJ1}$ $L_{MJ2}$ $L_{MEJ}$	WE 1 "  WE 2' WE 2" "	$8,4 \cdot 10^{-5}$ $2,3 \cdot 10^{-9}$  $6,3 \cdot 10^{-5}$ $1,7 \cdot 10^{-6}$ $5 \cdot 10^{-6}$	20 min / ~ 15 t / nein 5 min / ~ 6 t / nein  langfristig / 0,3 t / ja " / 0,3 t / nein " / 0,3 t / nein
b) mit Kernaufheizung	$L_{MFJM}$	WE 3	$5,4 \cdot 10^{-8}$ (einschl. Ausfall Liner- kühlung)	20 min / ~ 15 t / nein

Tabelle 4: Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes bei mittleren DE-Lecks

Die aufgeführten Freisetzungskategorien sind in Abschnitt A.3 anhand der Wassereinbruchmenge und der daraus resultierenden Spaltproduktfreisetzungshöhe und der unterschiedlichen Freisetzungsmechanismen gebildet worden.

Die Kategorie WE 1 erfaßt Ereignisketten, bei denen nach Eintritt des Dampferzeugerlecks, ordnungsgemäßer Feuchtedetektion und Reaktorschnellabschaltung die speisewasserseitige Absperrung des Dampferzeugers versagt und dadurch ein Folgeschaden am zugehörigen Sicherheitsventil in der Frischdampfleitung eintritt, der eine direkte Verbindung zwischen Primärkreislauf und Umgebung her-

stellt, über die Kühlmittel und Spaltprodukte in die Atmosphäre ausströmen. Die Höhe der Spaltproduktfreisetzung hängt wesentlich von dem Anteil der hydrolysierten defekten karbidischen Brennstoffpartikel ab. Bei einer Mindest-Wassereinbruchmenge von 6 t in dieser Kategorie erfolgt dies zu 100 %.

Die Kategorien WE 2' und WE 2'' unterscheiden sich von WE 1 vor allem in der wesentlich geringeren Wassereinbruchmenge von max. 1 t und der damit zusammenhängenden geringeren Spaltproduktfreisetzung. Der Anteil der hydrolysierten Brennstoffpartikel beträgt max. 10 %. In WE 2' sind Ereignisketten erfaßt, bei denen der Abzug von Kühlgas über die Heliumreinigungsanlage möglich ist. Die Freisetzungsmenge liegt gegenüber WE 2'' deutlich niedriger.

Zu einer gesonderten Kategorie WE 3 sind diejenigen Ereignisketten zusammengefaßt, die zu einer Kernaufheizung mit direkter Spaltproduktfreisetzung über den defekten Dampferzeuger und das beschädigte Frischdampf-Sicherheitsventil in die Atmosphäre führen. Nimmt man an, daß das undichte Sicherheitsventil dem fehlenden Gebäudeabschluß entspricht, so können diese Ketten mit denen von KA-2 (s. Fachband II) verglichen werden.

### 3.2 Störfallablauf 'Kleines Leck im Dampferzeuger'

Das Ereignisablaufdiagramm für 'Kleines Leck im Dampferzeuger' ist in Abb. 26 dargestellt.

Mit einer Eintrittswahrscheinlichkeit von  $8 \cdot 10^{-1}$  pro Reaktor-Jahr sind kleine Leckagen relativ häufige Ereignisse. Nach der ausgewerteten Statistik sind die Lecks zum überwiegenden Teil jedoch so klein, daß der Feuchtegrenzwert von 600 ppm nicht, oder erst nach Stunden erreicht wird. Der Operateur in der Warte wird in diesem Fall durch eine Warnmeldung bei 10 ppm und 100 ppm auf den steigenden Wassergehalt des Kühlgases aufmerksam gemacht, bevor der Grenzwert für den Eingriff des Reaktorschutzsystems erreicht ist. Die Warnung wird das Wartpersonal veranlassen, den Leckageort durch Vergleich der Feuchtemonitore zu identifizieren und den Dampferzeuger abzuschalten. Hat der Operateur das Leck nicht identifiziert oder den defekten Dampferzeuger nicht abgeschaltet, so wird bei Leckagen von mehr als 0,01 kg/s der Feuchtegrenzwert überschritten. Das Reaktorschutzsystem löst daraufhin die Reaktorschnellabschaltung und die Abschaltung des Dampferzeugers aus, in dem zuerst eine Feuchte von 600 ppm gemessen wurde. In Anbetracht der Gasumlaufgeschwindigkeit und der Meßtoleranzen muß mit größerer Wahrscheinlichkeit damit gerechnet werden, daß ein intakter Dampferzeuger anstelle des defekten abgesperrt wird. Für den Bereich 0,1 -



0,01 kg/s wurde konservativ angenommen, daß jeder der sechs Dampferzeuger mit gleicher Wahrscheinlichkeit vom Feuchtemeßsystem als der defekte identifiziert wird.

Sprechen die Grenzwertgeber eines intakten Dampferzeugers an, lösen sie neben der Reaktorschnellabschaltung seine Abschaltung und Entlastung aus. Die Feuchte-Abschaltung weiterer Dampferzeuger verriegelt das Reaktorschutzsystem.

Es wird erwartet, daß der Operateur an der ansteigenden Feuchteanzeige der Feuchtemonitore und des steigenden Wassergehalts in der Gasanalyse den weiteren Wassereinbruch erkennt und ihn durch Abschalten des Hauptkühlsystems beendet. Die Möglichkeit des Operateurs, nur den defekten Dampferzeuger abzuschalten, wird wegen der unsicheren Identifizierung für unwahrscheinlich gehalten.

Sollte das gesamte Meßsystem ausgefallen sein, so wird der Reaktor wie bei mittleren Lecks nach Erreichen des Druckgrenzwertes abgeschaltet. Obwohl der Operateur in diesem Fall keine Feuchteanzeige erhält, kann doch relativ sicher auf einen Wassereinbruch geschlossen werden. Direkt läßt sich der Wassergehalt des Kühlgases auch aus der Gasanalyse ablesen und indirekt ist die Druckzunahme bei gleichen Temperaturen ein sicheres Anzeichen für eine Massenzunahme durch einströmenden Wasserdampf. Da der defekte Dampferzeuger jedoch nicht detektiert werden kann, muß der Operateur das gesamte Hauptkühlsystem abschalten.

Ein Unterschied im Ereignisablaufdiagramm zwischen 'Kleines Leck im Dampferzeuger' und 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' besteht bei Ereignisketten mit einer Freisetzung von Aktivität über das undichte Frischdampf-Sicherheitsventil bei funktionierender Nachwärmeabfuhr. Bei kleinen Lecks dauert der Ausströmvorgang aus dem Primärkreislauf in die Atmosphäre im Mittel 100 Stunden. Dieser lange Zeitraum erlaubt eine Herabsetzung der Auswirkungen des Störfalles durch Abpumpen des größten Teils des Kühlgases über die Heliumreinigungsanlage in das Heliumlager. Ist die Nachwärmeabfuhr ausgefallen, so kann diese Maßnahme allerdings nicht durchgeführt werden, da die Heliumreinigungsanlage nicht für die Belastungen durch eine Kernaufheizung ausgelegt ist. Das Versagen der Inbetriebnahme der Heliumreinigungsanlage wurde zu  $3 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung abgeschätzt (Fachband I, Kap. B).

Wie bei mittleren Lecks sind für das Risiko der Wassereinbruchstörfälle nur Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung in die Umgebung von Bedeutung. Die entsprechenden Ereignisketten aus Abb. 26 sind in den folgenden Tabellen, die zwischen Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude und Freisetzung unter Umgebung des Reaktorschutzgebäudes unterscheiden, aufgeführt.



Die Tabelle 5 beinhaltet ausschließlich Kernaufheizketten mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude.

	Ereigniskette	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr
Kernaufheizung mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude	$L_{KHIM}$	$6 \cdot 10^{-5}$
	$L_{KHIM}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$
	$L_{KCIIM}$	$5,4 \cdot 10^{-8}$
	$L_{KA_1IIM}$	$1,5 \cdot 10^{-6}$
	$L_{KA_2IIM}$	$4,8 \cdot 10^{-7}$
	$L_{KA_3HIIM}$	$1 \cdot 10^{-5}$

Tabelle 5: Kernaufheizketten ausgelöst durch kleine Dampferzeuger-Lecks mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude

Die Summenhäufigkeit der aufgeführten Ereignisketten, die zu einer Kernaufheizkette  $L_{KKA}$  zusammengefaßt werden, beträgt  $9,1 \cdot 10^{-5}$  pro Reaktor-Jahr. Die weiteren Verzweigungsmöglichkeiten der Kette  $L_{KKA}$  zeigt die Abb. 27. Sie sind den entsprechenden Kernaufheizkategorien des Fachbandes II zuzuordnen.

Ereignisketten mit Kernaufheizung nach kleinem DE-Leck	Linerkühlung (105 h)	Dichtigkeit Reaktorschutzgeb.		Ereigniskette	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr Erwartungswert (Unsicherheitsfak.)	Zuzuordnende Kernaufheizkategorie (Häufigkeit pro Reaktor-Jahr)
		Abschluß	Strukturelles Versagen			
$L_{KKA}$	C	D	G/V			
				$L_{KKA}$	$7 \cdot 10^{-5}$ (8)	KA 8 ( $1 \cdot 10^{-3}$ )
				$L_{KKA D}$	$3 \cdot 10^{-8}$ (15)	KA 3 ( $5 \cdot 10^{-7}$ )
			G	$L_{KKA CG}$	$2 \cdot 10^{-5}$ (20)	KA 7 ( $3 \cdot 10^{-4}$ )
			V	$L_{KKA CV}$	$4 \cdot 10^{-6}$ (36)	KA 5 ( $7 \cdot 10^{-5}$ )
				$L_{KKA CD}$	$7 \cdot 10^{-9}$ (33)	KA 2 ( $2 \cdot 10^{-7}$ )

Abb. 27: Ereignisablaufdiagramm 'Kernaufheizung nach kleinem DE-Leck'

Die folgende Tabelle 6 erfaßt Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes.

	Ereig.- kette	Kate- gorie	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr	HaKS-Betrieb/Wassereinbruch- menge/Kühlgasabzug
a) ohne Kernauf- heizung	$L_{KEG}$	WE 2'	$9 \cdot 10^{-4}$	20 min / < 1 t / ja
	$L_{KEG}$	"	$2,6 \cdot 10^{-8}$	" / " / "
	$L_{KEGK}$	WE 2"	$2,6 \cdot 10^{-5}$	" / " / nein
	$L_{KG}$	WE 2*	$7,2 \cdot 10^{-4}$	langfristig / < 100 kg / ja
	$L_{KGK}$	WE 2**	$2 \cdot 10^{-5}$	langfristig / < 100 kg / nein
b) mit Kernauf- heizung	$L_{KEGIJM}$	WE 3	$2 \cdot 10^{-7}$	20 min / < 1 t / nein

Tabelle 6: Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes bei 'kleinen DE-Lecks'

Die Kategorien WE 2\* und WE 2\*\* unterscheiden sich von WE 2' bzw. WE 2" in der wesentlich geringeren Spaltproduktfreisetzung aufgrund der geringen Wassereinbruchmenge und wegen der erst nach ca. 100 Stunden beginnenden Freisetzung. Sie sind für das Risiko von Wassereinbruchstörfällen ohne Bedeutung.

### 3.3 Störfallablauf 'Großes Leck im Dampferzeuger'

Das Ereignisablaufdiagramm für 'Großes Leck im Dampferzeuger' ist in Abb. 28 dargestellt.

Der Störfallablauf für 'Großes Leck im Dampferzeuger' unterscheidet sich bei korrekter Ausführung der Schutzaktionen nicht vom Ablauf bei mittleren Lecks. Das einleitende Ereignis ist dagegen um mehr als zwei Größenordnungen unwahrscheinlicher. Bei Versagen von Sicherheitseinrichtungen führt hier die dominante Ereigniskette auch zur Freisetzung des Kühlmittels über das undichte Sicherheitsventil in die Umgebung, nachdem der defekte Dampferzeuger wasserseitig nicht richtig abgesperrt wird. Die hohe Leckrate von 41 kg/s verursacht

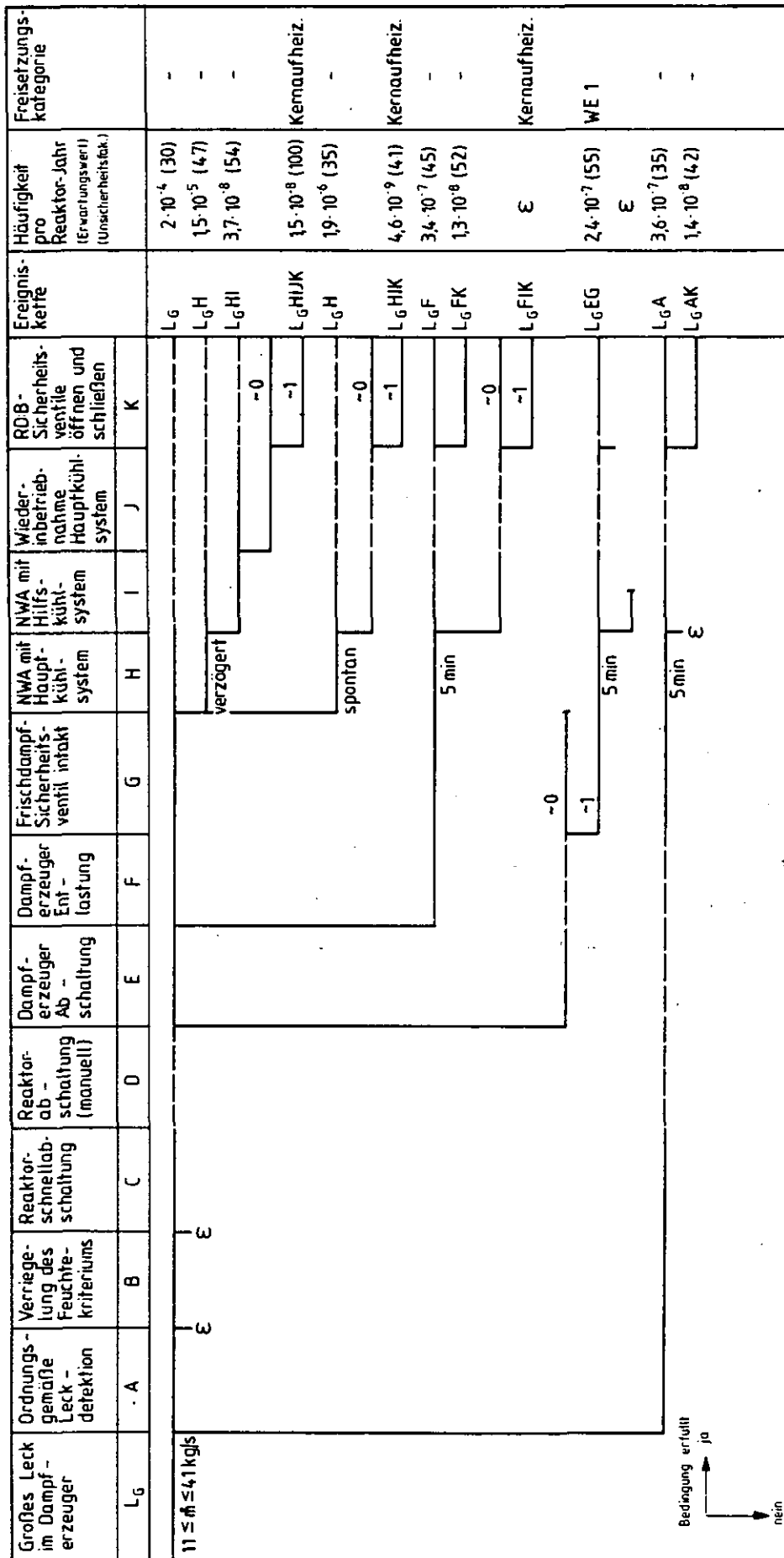


Abb. 28: Ereignisablaufdiagramm 'Großes Leck im Dampferzeuger' (HTR-1160)

innerhalb der ersten 100 Sekunden nach Störfallbeginn bereits ein Ansprechen des Druckentlastungssystems mit Abblasen des Helium-Dampf-Gemisches in das Reaktorschutzgebäude. Ist der Primärkreislaufdruck auf 45 bar gesunken, schließt das Entlastungssystem wieder. Infolge hoher Aktivität oder hohen Druckes im Gebäude wird dessen Abschluß durch das Reaktorschutzsystem ausgelöst.

Da aufgrund des hohen Primärkreislaufdruckes in Verbindung mit dem Feuchte-kriterium der Betrieb des Hauptkühlsystems nach maximal 5 Minuten durch das Reaktorschutzsystem automatisch unterbrochen wird, strömen nur ca. 15 t Wasser in den Primärkreislauf. Die Auswirkungen sind zwar wegen der schnellen Druckentlastung über das große Leck im Sekundärkreis höher, die Eintrittswahrscheinlichkeiten jedoch so klein, daß große Lecks keinen Beitrag zum Risiko liefern.

Ebenso sind auch die durch große Dampferzeuger-Lecks ausgelösten Kernaufheizketten wegen ihrer extrem niedrigen Eintrittswahrscheinlichkeiten für das Risiko von Wassereinbruchstörfällen unbedeutend.

Schrifttum

- /1/ THTR-300 Technische Spezifikation Teil B,  
DE-Leckagekontrolle CB 0014, 69 und 121
- /2/ THTR-300 DE-Leckagekontrolle,  
Erläuterungen zum Feuchtemeßgerät der Fa. Endress & Heuser  
HRB BA 1431, 16.3.1977
- /3/ HTR-1160 Feuchtemessung  
HRB 311-800 AB, 31.3.1976
- /4/ Jahn, W. HTR-1160 Feuchtemessung  
Aktennotiz, KFA-ISF 10.8.1978
- /5/ Barsell, A.W., Perroomian, M.B.  
Consequences of water ingress into the HTGR primary coolant  
GA-A13171
- /6/ 1160-MWe-HTR-Demonstrations-Kernkraftwerk  
Reaktorschutzsystem, BBC/HRB 682.850.80  
Stand Juli 1975
- /7/ Der Bundesminister für Forschung und Technologie:  
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke  
Fachband 3: Zuverlässigkeitskenngrößen und Betriebserfahrungen.  
Verlag TÜV Rheinland, Köln,  
ISBN 3-88585-014-1, 1980
- /8/ Abschlußbericht zum Förderungsvorhaben BMFT RS 240  
Untersuchungen zur Funktionstüchtigkeit der  
Druckhalter-Sicherheitsventile bei Abblasen von  
heißem Druckwasser (ATWS)  
Kraftwerk-Union RE 23/011/80
- /9/ Petrick, P., Verhalten von Überdruckventilen bei extremen  
Belastungen und Bewertung von Konzeptänderungen am Sekundär-  
kreislauf der HTR-1160-Anlage  
KFA-ISF-IB-5/81
- /10/ 1160-MWe-HTR-Demonstrations-Kernkraftwerk  
Analyse wesentlicher Störfälle der Gesamtanlage  
BBC/HRB 311-007.11 BA 0015, 12/75

## Abbildungen

- Abb. 1: Ereignisablauf 'Mittleres Leck im Dampferzeuger' (HTR-1160)
- Abb. 2: Schema der HTR-1160-Feuchtemessung
- Abb. 3: Zeitlicher Verlauf der Feuchtekonzentration im Primärkreislauf des HTGR-1160 bei konstanter Leckrate
- Abb. 4: Fehlerbaum 'Ausfall eines Feuchte-meßkanals'
- Abb. 5: Druckverlauf im Primärkreis nach Dampferzeugerleck (13,6 kg/s) und Ausfall der Feuchtemessung
- Abb. 6: Dampferzeuger-Absperrarmaturen
- Abb. 7: Fehlerbaum 'Speisewasserseitige Absperrung'
- Abb. 8: Fehlerbaum 'Dampfseitige Absperrung'
- Abb. 9: Fehlerbaum 'Dampfseitige Absperrung einschließlich Rückschlagklappe'
- Abb. 10: Dampferzeuger-Entlastungssystem
- Abb. 11: Fehlerbaum 'Entlastung des Dampferzeugers'
- Abb. 12: Fehlerbaum 'Abschluß DE-Entlastungssystem'
- Abb. 13: Fehlerbaum 'Abschluß DE-Entlastungssystem' mit Berücksichtigung von Handarmaturen
- Abb. 14: Ereignisablaufdiagramm 'DE-Abschaltung'
- Abb. 15: Vollhubsicherheitsventil mit Zusatzbelastung
- Abb. 16: Schema des Hauptkühlsystems mit Primärkühlsystem, Wasser-Dampf-Hauptkreislauf und Hauptkühlwasserkreislauf
- Abb. 17: Fehlerbaum 'Hauptkühlsystem-Übergang auf NWA-Betrieb'
- Abb. 18: Fehlerbaum 'Hilfsdampfversorgung'
- Abb. 19: Fehlerbaum 'Ausfall NWA mit Hauptkühlsystem'
- Abb. 20: Ausfallwahrscheinlichkeit der NWA mit dem Hauptkühlsystem
- Abb. 21: Druck- und Temperaturverlauf nach fehlerhafter DE-Absperrung bei mittleren Lecks
- Abb. 22: Fehlerbaum 'Ausfall Hilfskühlsystem'
- Abb. 23: Ereignisbaum 'Nachwärmeabfuhr'
- Abb. 24: Ereignisablaufdiagramm 'Mittleres Leck im Dampferzeuger'
- Abb. 25: Ereignisablaufdiagramm 'Kernaufheizung nach mittlerem Leck im Dampferzeuger'
- Abb. 26: Ereignisablaufdiagramm 'Kleines Leck im Dampferzeuger'
- Abb. 27: Ereignisablaufdiagramm 'Kernaufheizung nach kleinem Leck im Dampferzeuger'
- Abb. 28: Ereignisablaufdiagramm 'Großes Leck im Dampferzeuger'

## Tabellen

Tabelle 1: Beschreibung der Ereignisketten 'Dampferzeuger-Abschaltung.'

Tabelle 2: Zeitlicher Ablauf der geplanten Schutzaktionen nach mittlerem Leck im Dampferzeuger

Tabelle 3: Kernaufheizketten ausgelöst durch mittlere DE-Lecks mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude

Tabelle 4: Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes bei mittleren DE-Lecks

Tabelle 5: Kernaufheizketten ausgelöst durch kleine DE-Lecks mit Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude

Tabelle 6: Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes bei kleinen DE-Lecks

A.3 ANALYSE DER AUSWIRKUNGEN VON  
'LECKS IM DAMPFERZEUGER'

W. Burgmer, KFA-ISF

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Phänomene der Spaltproduktfreisetzung	6
2.1 Brennstoff-Hydrolyse	9
2.1.1 Defektpartikelanteil	10
2.1.2 Spaltproduktinventar	11
2.1.3 Hydrolyserate	11
2.1.4 Spaltproduktfreisetzung	12
2.2 Graphit-Oxydation	13
2.3 Desorption von Spaltprodukten	18
2.4 Auswaschung von Jod	21
2.5 Staubgebundene Aktivität	22
2.6 Spaltproduktfreisetzung und Leckagemengen	22
3. Leckagemodell	25
4. Thermodynamik	29
5. Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas	34
5.1 Zeitabhängige Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas	34
5.2 Integrale Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas	39
5.3 Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas bei kleinen Lecks	42
6. Spaltproduktfreisetzung in die Atmosphäre	43
6.1 Modellierung der Druckentlastung	43
6.2 Modell der Spaltproduktfreisetzung aus dem Reaktordruckbehälter	44
6.3 Ablagerung von Spaltprodukten	46
6.4 Kumulative Freisetzung in die Atmosphäre	47



6.5	Spaltproduktfreisetzung in das Reaktor- schutzgebäude	51
6.6	Zeitabhängige Freisetzung in die Atmosphäre	53
6.7	Freisetzung in die Atmosphäre bei kleinen Lecks	56
7.	Kernaufheizungen nach Dampferzeugerlecks	58
7.1	Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung über das Reaktorschutzgebäude	60
7.2	Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes	60
8.	Ergebnisse der Freisetzungskategorien	66
9.	Unsicherheiten der Auswirkungen	70
10.	Ergebniszusammenfassung und -bewertung der Analyse 'Lecks im Dampferzeuger'	76
	Anhang: OXIDE-3	83
	Schrifttum	89
	Abbildungen	93
	Tabellen	94

## 1. Einleitung

Diese Untersuchung hat zum Ziel, die Auswirkungen von Störfällen zu bestimmen, die durch Lecks im Dampferzeuger eines HTR-1160 eingeleitet werden und im Verlauf des Störfalles unter ungünstigen Bedingungen zur Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung der Reaktoranlage führen. Zusammen mit den Eintrittswahrscheinlichkeiten sind dann Aussagen über das Risiko solcher Störfälle möglich.

Dabei werden die Untersuchungen über die Höhe der Auswirkungen auf die wichtigsten Ereignisketten beschränkt, um den Umfang der Analyse zu begrenzen und auf diese Stellen zu konzentrieren. Ein geschlossenes Bild aller möglicher Ereignisketten wurde in Kapitel A.2 dieses Bands vorgestellt. Um eine Übersicht über alle Ereignisketten zu erhalten, wurden sie bereits dort nach Gruppen geordnet. In diesen Gruppen, den sog. Freisetzungskategorien, werden solche Ereignisketten zusammengefaßt, die ähnliche Abläufe physikalischer und chemischer Vorgänge bezüglich der Spaltproduktfreisetzung aufweisen.

In der Tab. 1 sind die relevanten Ereignisketten aus Kapitel A.2 nach Freisetzungskategorien und nach ihren Merkmalen aufgeschlüsselt zusammengestellt.

Die Kriterien, die als Grundlage für die Zuordnung dienen, sind u.a. die Leckagemenge, Maßnahmen zur Reduzierung der Freisetzung, die Freisetzungszeit und die Nachwärmeabfuhr. Allen Kategorien gemeinsam ist die Freisetzung von Spaltprodukten unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes.

Die Kategorie WE 1 enthält Ketten mit mittleren und großen Lecks, großen Leckagemengen und relativ kurzfristiger Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung.

In der Kategorie WE 2' sind vorwiegend Ereignisketten nach kleinen Lecks zusammengefaßt, die geringe Leckagemengen aufweisen und sich durch Kühlgasabzug ins Reingaslager auszeichnen, wodurch die Freisetzung in die Umgebung reduziert wird.

Kategorie	Ereigniskette	Kühlung mit HaKS	Wasserein- bruchsmenge	A b l a u f		Druckentlastung ins RSG	Spaltprodukt- Freisetzung 7)
WE 1	L <sub>M</sub> FJ	20 min	15 t	nein	~24 h	nein	vollständig
	L <sub>M</sub> CFJ	5 min	6 t	nein	~24 h	nein	
	L <sub>G</sub> EG	5 min	15 t	nein	2-5 h	ja <sup>5)</sup>	
WE 2'	L <sub>K</sub> EG	20 min	<1 t	ja	~100 h	nein	sehr reduziert
	L <sub>K</sub> CEG	20 min	<1 t	ja	~100 h	nein	
	L <sub>M</sub> J <sub>1</sub>	langfristig	0,3 t	ja	~100 h	nein	
	(L <sub>K</sub> G)	"	0,1 t	ja	~100 h	nein	
	L <sub>K</sub> EGK	20 min	<1 t	nein	~100 h	nein	reduziert
WE 3 <sup>8)</sup>	L <sub>M</sub> J <sub>2</sub>	<1 min	0,3 t	nein	~24 h	nein	
	L <sub>M</sub> EJ	<1 min	0,3 t	nein	~24 h	nein	
	(L <sub>K</sub> GK) <sup>2)</sup>	langfristig	0,1 t	nein	~100 h	nein	
	L <sub>K</sub> EGLJM	20 min	<1 t	nein	~100 h <sup>3)</sup>	ja <sup>6)</sup>	wenig reduziert
	L <sub>M</sub> FJM	20 min	15 t	nein	~24 h <sup>4)</sup>	nein	wenig reduziert

- 1) Auswirkungen wegen sehr geringer Wassermenge kleiner als WE 2'
- 2) Auswirkungen wegen sehr geringer Wassermenge kleiner als WE 2"
- 3) Danach Druckentlastung ins RSG; anschließend wieder Druckentlastung über FD-SV.
- 4) Danach weiterhin Druckentlastung wegen Temperaturerhöhung und Betonzersetzung
- 5) Nach 100 sec
- 6) Nach Beginn der Betonzersetzung
- 7) Bezogen auf die Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas
- 8) Ausfall der NWA und nachfolgend Kernaufheizung

Tabelle 1: Definition der Freisetzungskategorien für Wassereinbruchstörfälle  
(Die unterstrichenen Ketten liefern jeweils den entscheidenden Beitrag zur gesamten Eintrittshäufigkeit)

In Kategorie WE 2" sind ähnliche Ereignisketten wie unter WE 2' zusammengefaßt, jedoch mit dem Unterschied, daß kein Kühlmittelabzug erfolgt.

Alle Ereignisketten mit Wassereinbruch, die nach dem Verlust der Nachwärmeabfuhr in Kernaufheizstörfälle einmünden und Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes aufweisen, sind in der Kategorie WE-3 zusammengefaßt. Kernaufheizungen nach Dampferzeugerlecks, die zur Spaltproduktfreisetzung über das Reaktorschutzgebäude führen, sind in der Tab. 10 zusammengefaßt; sie können direkt entsprechenden Kernaufheiz-Kategorien (Fachband II ) zugeordnet werden. Die in der Tab. 1 hervorgehobenen Ereignisketten stellen den jeweils größten Beitrag zur Häufigkeit der entsprechenden Kategorie.

Für die weitere Untersuchung der Auswirkungen wurde die Ereigniskette  $L_{MFJ}$  für mittlere Lecks ausgewählt, aus der die Auswirkungen für kleine Lecks abgeschätzt werden konnten. Da der Ereignisablauf bei großen Lecks sich von dem der mittleren und kleinen durch eine zusätzliche Druckentlastung ins Reaktorschutzgebäude und eine deutlich kürzere Vorkühlzeit unterscheidet, wurde auch eine Kette nach großen Lecks ( $L_{GEG}$ ) untersucht, um sicherzustellen, daß ihre Auswirkungen nicht soviel größer sind, daß sie doch zum Risiko beitragen.

Die Untersuchung der Auswirkungen stützt sich in erster Linie auf das Rechenprogramm OXIDE-3 [2], das im Anhang kurz beschrieben wird. Mit diesem Programm sind bereits in der AIPA-Studie [1,5] Wassereinbruchstörfälle hinsichtlich ihrer Thermodynamik und Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas untersucht worden. Dort sind auch bereits die wichtigsten Freisetzungssphänomene Hydrolyse und Graphit-Oxydation ausführlich beschrieben worden. Vorgeschaltet werden mußte die Bestimmung des Leckageterms und der Reaktion der Anlage auf das Dampferzeugerleck und nachgeschaltet die Bestimmung der Freisetzung von Spaltprodukten aus dem Primärkreis in die Umgebung unter Umgehung des RSG.

Überall dort, wo hierbei detaillierte Modelle bestimmter physikalisch-chemischer Vorgänge nicht verfügbar waren oder nicht übertragbar schienen, wurden einfache Modelle herangezogen, um die Analyse durchsichtig zu halten, auch wenn dies konservativ war. Auch dort, wo die notwendigen Daten sehr unsicher waren oder kaum vorhanden, wurden konservative Annahmen getroffen, um den Unsicherheiten Rechnung zu tragen.

Die einzelnen Untersuchungsschritte sind in der Abb. 1 schematisch in ihrem Ablauf dargestellt.

Die Lecks in Dampferzeugern, ihre Größen und Verteilungen sind im Kapitel A.1 dieses Berichtes beschrieben; die Ereignisabläufe nach Eintritt eines Lecks sind, nach Leckklassen geordnet, im Kapitel A.2 untersucht worden.

Im folgenden werden in Kapitel 2 die Spaltprodukt-Freisetzungssphänomene und ihre wichtigsten Abhängigkeiten beschrieben. Leckagemodell und Leckagemenge sind im Kapitel 3 beschrieben. In Kapitel 4 sind die Temperatur- und Druckverläufe dargestellt. Kapitel 5 untersucht die zeitliche und integrale Freisetzung von Spaltprodukten ins Kühlgas, und Kapitel 6 beschreibt schließlich die Ergebnisse der Spaltproduktfreisetzung in die Umgebung der Reaktoranlage. Die Spaltproduktfreisetzung bei Kernaufheiz-Störfällen, die sich aus Dampferzeugerlecks ergeben, werden in Kapitel 7 untersucht. Die Ergebnisse der Freisetzungskategorien sind in Kapitel 8 zusammengestellt, ihre Unsicherheiten in Kapitel 9. Eine Bewertung der Wassereintrich-Störfälle nach Lecks im Dampferzeuger schließt sich in Kapitel 10 an. Im Anhang ist schließlich eine Kurzbeschreibung des Rechen-codes OXIDE-3 zu finden.

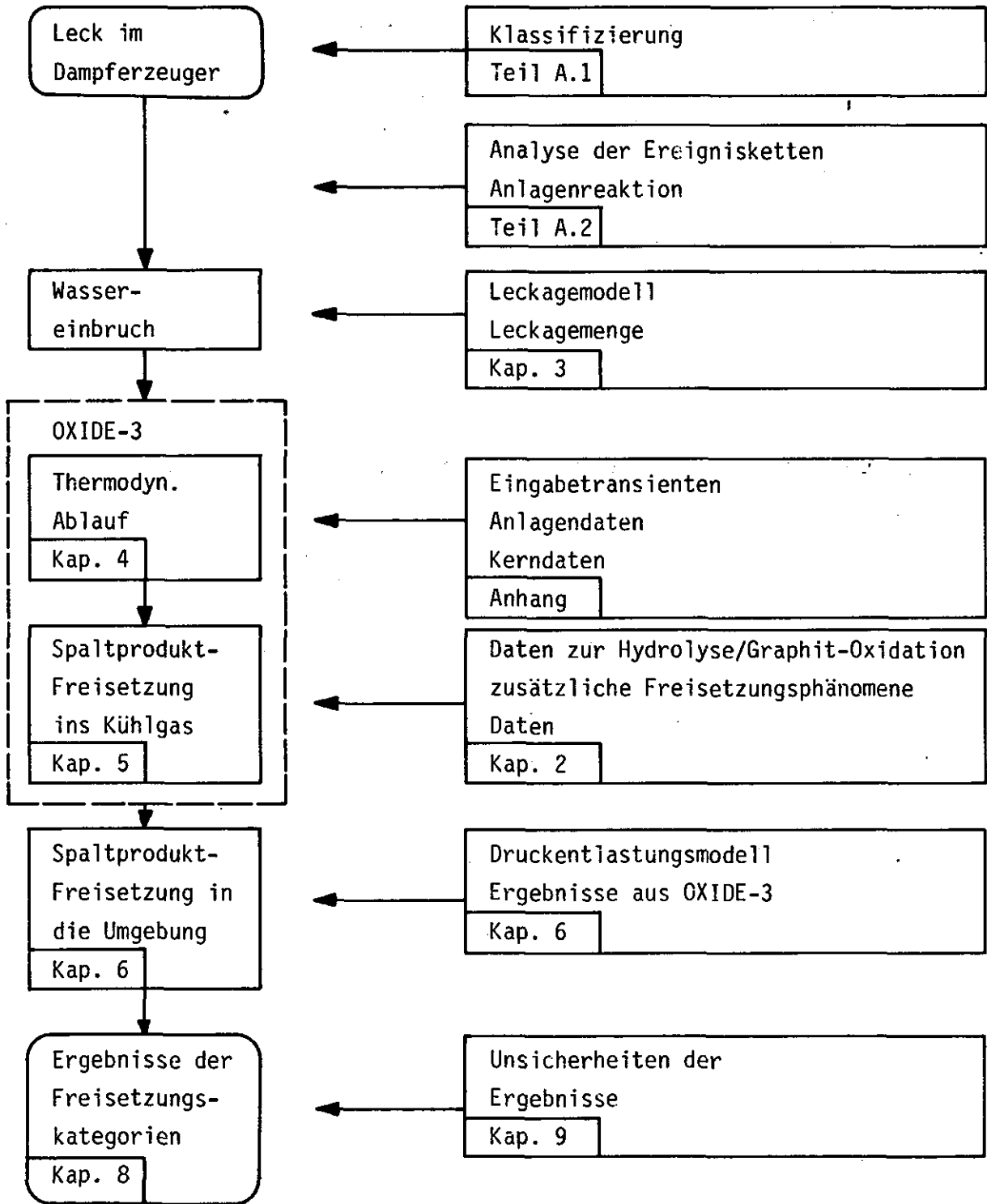


Abb.1: Schematischer Untersuchungsablauf der Auswirkungen von Wassereinbruchstörfällen nach Dampferzeugerlecks

## 2. Phänomene der Spaltproduktfreisetzung

Die Freisetzung wichtiger Spaltprodukte in das Kühlgas erfolgt bei Wassereinbruchstörfällen aufgrund verschiedener chemisch-physikalischer Phänomene, die im folgenden dargestellt werden und deren wichtigste Abhängigkeiten und Parameter in Tab. 2 zusammengestellt sind.

Es sind dies:

- Freisetzung von Edelgasen und Jod durch Brennstoff-Hydrolyse,
- Freisetzung von Cäsium und Strontium durch Graphit-Oxydation,
- Freisetzung von Jod, Cäsium und Strontium durch Oberflächen-Desorption und
- Freisetzung von Jod durch Oberflächen-Auswaschung.

In der Abb. 2 sind die verschiedenen vereinfachten Modellvorstellungen schematisch an einem Kern-Ausschnitt dargestellt.

Tabelle 2:            Phänomene der Spaltprodukt-Freisetzung ins  
                         Kühlgas und ihre wichtigsten Parameter

1.    Brennelement-Hydrolyse

- Aktivitätsinventare des Kerns  
    für Edelgase und Jod
- Defektanteil der  $UC_2$ -Brennstoffpartikel
- Hydrolyserate  
    abhängig von Temperatur und Wasserdampf-Partialdruck
- Spaltprodukt-Freisetzungsrate mit Jod-Anteil  
    abhängig von Temperatur

2.    Graphit-Oxydation

- Aktivitätsinventar des Graphits  
    Strontium- und Cäsiumverteilung im Kerngraphit
- Reaktionsrate  
    Wasserdampf-Graphit-Reaktion in Abhängigkeit von  
    Temperatur, Wasserdampf- bzw. Wasserstoff-  
    Partialdrücken und Abbrand
- Katalysatorkonzentration  
    Bariumverteilung im Graphit
- Effektiver Diffusionskoeffizient von Wasserdampf  
    in Graphit  
    abhängig vom Abbrand.

3.    Desorption und Auswaschung

- Abgelagerte Aktivität im Primärkreis  
    Jod-, Cäsium-, Strontium-Verteilung
- Desorptionsanteil  
    von Jod, Cäsium und Strontium, bezogen auf das  
    abgelagerte Aktivitätsinventar
- Auswaschungsanteil  
    von Jod, bezogen auf das abgelagerte Aktivitätsinventar



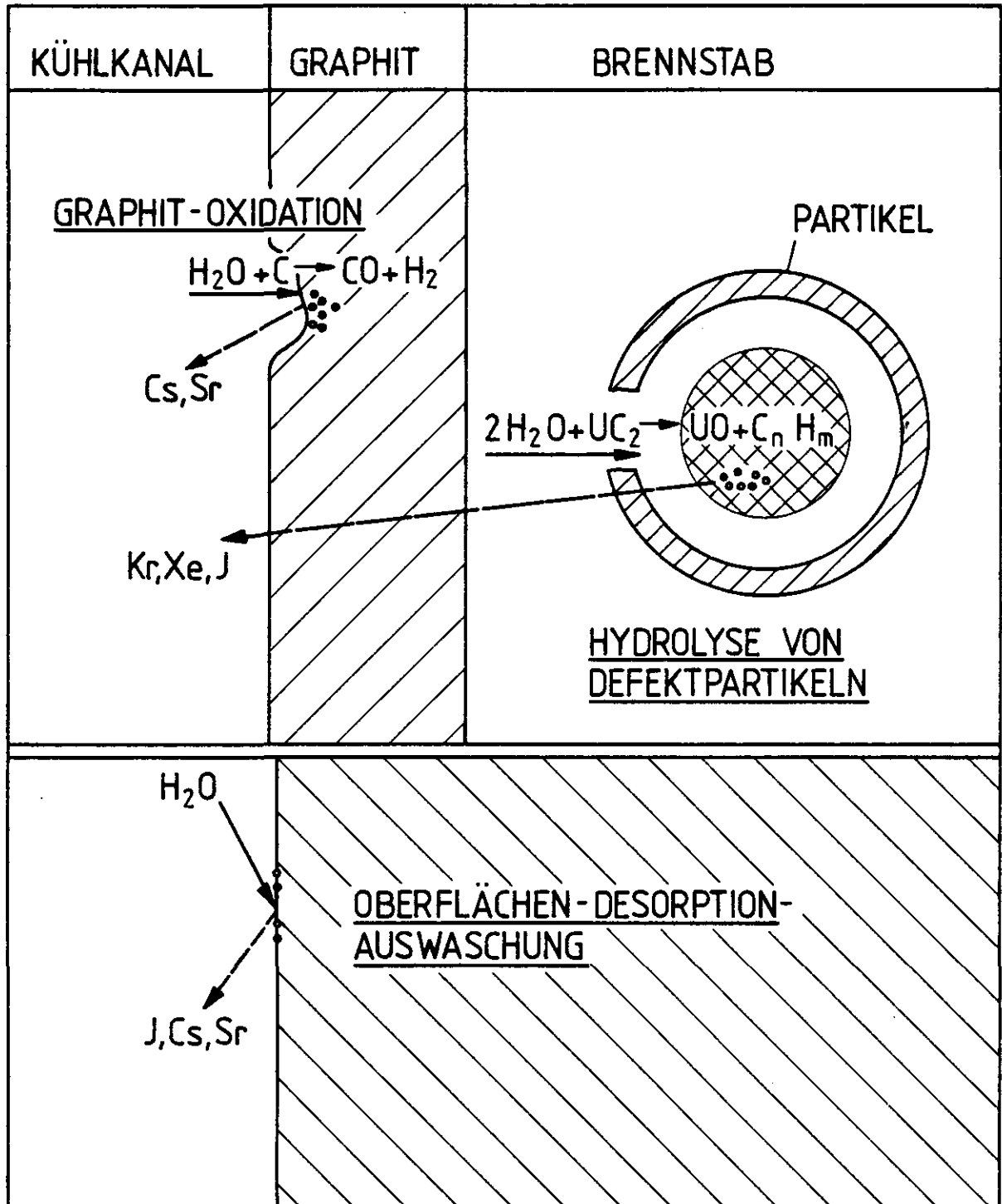
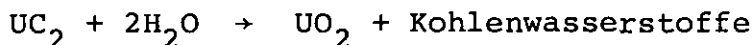


Abb. 2: Spaltprodukt-Freisetzungsphänomene bei Wassereintruchstörfällen

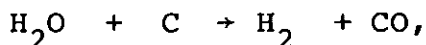
## 2.1 Brennstoff-Hydrolyse [1]

Der Reaktorkern des HTR-1160 enthält oxydische ThO-Brut-Partikel (BISO) und karbidische UC<sub>2</sub>-Abbrand-Partikel (TRISO). Bei einem geringen Teil dieser Partikel ist die Beschichtung durch den Leistungsbetrieb oder aus der Produktion defekt. Sowohl bei HTR-1160-Betriebstemperaturen als auch bei niedrigeren Temperaturen ist mit der Oxydation karbidischen Brennstoffs in TRISO-UC<sub>2</sub>-Partikeln mit defekter Beschichtung grundsätzlich zu rechnen, sofern eine hinreichende Konzentration von Wasserdampf vorhanden ist. Diese Wasserdampf-Brennstoff-Reaktion



bezeichnet man als Hydrolyse [1].

Die Wasserdampfkonzentration in der Nähe des Brennstoffs hängt ihrerseits stark von der Konkurrenz-Reaktion des Wasserdampfes mit Graphit ab,



die aber nennenswert nur bei Temperaturen oberhalb von 700-800°C abläuft.

Da in den ersten Minuten des Wassereinbruch-Störfalls der abgeschaltete Reaktor gut heruntergekühlt wird und danach die "Graphit-Oxydation" nicht oder nur langsam stattfindet, unterliegen große Bereiche des Kerns der Hydrolyse.

Abschätzungen der Reaktionskinetik zeigen, daß das Reaktionsgleichgewicht bei der Hydrolyse eindeutig auf der Seite des gebildeten UO<sub>2</sub> liegt [2]. Das entstehende Uranoxyd entspricht in seiner Struktur allerdings nicht dem üblichen UO<sub>2</sub>-Brennstoff oxydischer Partikel. Es ist erheblich poröser, da bei der Umwandlung von UC<sub>2</sub> in UO<sub>2</sub> eine starke Strukturveränderung im Partikelkern erfolgt. Diese Umstrukturierung führt, wie auch aus exp. Untersuchungen deutlich wird, zur schnellen Freisetzung der im Partikelkern befindlichen flüchtigen Spaltprodukte [2].

Eine Anlagerung von weiteren Wassermolekülen an das gebildete  $\text{UO}_2$ , wie in der AIPA-Studie berichtet, wird für sehr unwahrscheinlich gehalten; es mag allenfalls zur Einlagerung von Wasser in die Poren des Uranoxyds kommen. Im 'Hydrolyse-Modell' der AIPA-Studie bedingt die Wasser-Anlagerung an  $\text{UO}_2$  ein Schwellen des Partikelkerns, der dann die Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte bewirkt [3]. Diese Modellvorstellung wäre also nur insofern zu korrigieren, als die Freisetzung von Spaltprodukten bereits durch die einfache Umwandlung von  $\text{UC}_2$  in  $\text{UO}_2$  erfolgt und nicht erst nach Anlagerung von Wasser an das gebildete  $\text{UO}_2$ .

Die Menge der auf diese Weise aus dem Core freigesetzten Spaltprodukte hängt von folgenden Einflußgrößen ab:

- der Zahl der defekten Partikel (TRISO) im Brennstoff,
- der Menge der Spaltprodukte in diesen defekten Partikeln,
- der Hydrolyserate,
- der Freisetzungsrate aus hydrolysierten Partikeln.

### 2.1.1 Defektpartikelanteil

Der Anteil defekter Partikel nimmt im Normalbetrieb mit der Bestrahlungszeit zu; andererseits nimmt aber das  $\text{UC}_2$ -Inventory der TRISO-Partikel gleichzeitig ab. Zusammen ergeben beide Abhängigkeiten die Menge an hydrolysierfähigem  $\text{UC}_2$  im Core in Abhängigkeit von der Bestrahlungszeit, d.h. dem zeitabhängigen Defektanteil des Brennstoffs. Da im Normalbetrieb auch ein Teil des oxydischen Brennstoffs karbidisiert werden kann, unterliegt auch ein Teil der BISO-Partikel der Hydrolyse [4].

Der Anteil defekten Brennstoffs für das HTR-1160 Konzept ist nach heutigem Kenntnisstand mit  $2 \cdot 10^{-3}$  anzusetzen [5]. Dieser Wert wird übereinstimmend für den Brennstoff der amerikanischen wie der deutschen 1160 Anlage angegeben [6]; er ist im wesentlichen herstellungsbedingt.

### 2.1.2 Spaltproduktinventar [22]

Die Menge der Spaltprodukte in den defekten Partikeln hängt gleichfalls von der Bestrahlungszeit ab. Es werden jedoch folgende konservativen Annahmen gemacht [3]:

- das Gleichgewichtsinventar der flüchtigen Spaltprodukte, Edelgase und Jod, befinde sich vollständig in den TRISO-Partikeln,
- es habe keine vorausgegangene Freisetzung dieser Spaltprodukte stattgefunden.

Die erste Annahme berücksichtigt konservativ die Karbidisierung der oxydischen BISO-Partikel. Durch Multiplikation des Defektpartikelanteils oder des Anteils defekten Brennstoffs mit dem gesamten Spaltproduktinventar erhält man direkt die maximale Höhe der Freisetzung an Spaltprodukten.

Die zweite Annahme vernachlässigt die langsame Freisetzung von gasförmigen Spaltprodukten während des Normalbetriebes aus Partikeln mit defekter Beschichtung.

### 2.1.3 Hydrolyse-Rate

Für die Hydrolyse-Rate  $R_H$  wird nach [1] die Abhängigkeit von Temperatur  $T$  und Wasserdampfpartialdruck  $p_{H_2O}$  zum Zeitpunkt  $t$ , bezogen auf  $t_0$ , wie folgt angegeben:

$$R_H = a \cdot e^{-b/T} \cdot \left[ \frac{p_{H_2O}}{p_{H_2O}^0} \right]^{1/2} \quad [\%/min]$$

Die in diese Beziehung eingehenden Parameter  $a$ ,  $b$  wurden aus Experimenten mit unbeschichteten  $UC_2$ -Kernen abgeleitet [1,3].

#### 2.1.4 Spaltprodukt-Freisetzung

Welcher Anteil der Spaltprodukte aus den hydrolysierten Partikeln schließlich freigesetzt wird, hängt im wesentlichen von der Temperatur und der Flüchtigkeit der Spaltprodukte ab; hohe Temperaturen beschleunigen die Freisetzung [1]. Da bei der Klassifizierung der Spaltprodukte nach ihrer Flüchtigkeit Jod um eine Größenordnung niedriger eingeordnet wird als die Edelgase [7], wird auch hier angenommen, daß die Freisetzung von Jod im Verhältnis zu den Edelgasen um eine Größenordnung geringer ist.

Die zeitunabhängige Freisetzung der Edelgase durch Hydrolyse ist in dem Programmcode OXIDE-3 (siehe Anhang) mit integriert.

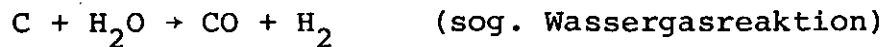
Da mit dem Programm sowohl der zeitabhängige hydrolysierte Anteil des defekten Brennstoffes wie auch die gesamte freigesetzte Edelgasaktivität berechnet wird und beide, wie sich aus den Rechnungen ergibt, zeitlich eng korreliert sind, kann auch die freigesetzte Menge Jod bzw. der zeitabhängige Isotopen-Vektor der Edelgase und des Jods mit der oben angeführten Zusatzannahme angegeben werden.

Es sei noch darauf hingewiesen, daß die durch Hydrolyse bedingte Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte vom Brennstoff-Konzept abhängt. Sie ist zum einen auf karbidischen Brennstoff beschränkt und spielt keine Rolle bei einem rein oxydischen Brennstoff. Zum anderen beschränkt sie sich auf Partikel mit defekter Beschichtung und verliert in dem Maße an Bedeutung, in dem der Anteil defekter Partikel verringert werden kann, z.B. durch Herabsetzung des produktionsbedingten Anteils defekter Partikel und durch Erhöhung der Widerstandsfähigkeit im Betrieb.

Bei Reaktorkonzepten, die ausschließlich oxydischen Brennstoff verwenden, ist die Freisetzung von Spaltprodukten durch die Hydrolyse somit ausgeschlossen; bei Konzepten, die auch karbidischen Brennstoff berücksichtigen, kann die Spaltproduktfreisetzung in dem Maße eintreten, in dem defekte Partikel vorliegen. Ist dieser Anteil im Vergleich mit den oben angegebenen Werten klein, dann kann die Freisetzung von Spaltprodukten durch Hydrolyse auch in diesen Fällen vernachlässigt werden.

## 2.2 Graphit-Oxydation

Der bei einem Wassereinbruch in den Primärkreis eindringende Wasserdampf vermischt sich dort mit dem Helium und wird mit umgewälzt. Dabei reagiert der Wasserdampf in heißen Kernbereichen mit dem Graphit zu Kohlenmonoxyd und Wasserstoff unter Aufnahme von Energie:



An dieser Reaktion können sich weitere Reaktionen anschließen [8]:



Von diesen Reaktionen ist in dieser Untersuchung nur die Wassergasreaktion berücksichtigt.

Die Methanbildung verläuft sehr langsam und kann daher vernachlässigt werden.

Die Boudouard-Reaktion läuft bei tiefen Temperaturen etwa eine Größenordnung langsamer ab als die Wassergasreaktion und wird durch Anwesenheit von Wasserstoff unterdrückt.

Die Wasserdampf-Graphit-Reaktion bzw. Graphit-Oxydation ist in zweierlei Hinsicht zu beachten:

Einmal sind die Produktgase CO und besonders  $H_2$  in Verbindung mit Sauerstoff brennbar; das ist immer dann eine potentielle Gefahrenquelle, wenn diese Gase in erheblicher Menge produziert werden und bei einer Druckentlastung des Primärkreises ins Reaktorschutzgebäude dort abbrennen können. Dies ist bei den hier betrachteten Ereignisketten nicht der Fall, da der Ansprechdruck der Sicherheitsventile des Reaktor-druckbehälters gar nicht erreicht wird oder diese nur kurz ansprechen, um Druckspitzen abzubauen. Eine vollständige Druckentlastung ist sehr unwahrscheinlich.

Wichtiger noch ist, daß metallische Spaltprodukte, die im Leistungsbetrieb zu einem Teil aus den Partikeln diffundieren und schließlich am Graphit adsorbieren, ins Kühlgas freigesetzt werden, wenn dieser 'Träger-Graphit' in der obigen Reaktion umgesetzt wird. Dies betrifft vor allem Cäsium und Strontium (s. auch Abb. 2).

Im folgenden werden das Reaktionsmodell und seine wichtigsten Parameter kurz erläutert [1,3,8]:

Die Reaktion des Wasserdampfes mit dem Graphit kann in drei Schritte gegliedert werden:

- Transport des Wasserdampfes über die Grenzschicht,
- Porendiffusion des Reaktanten zu und der Reaktionsprodukte von den aktiven Orten im porösen Medium und
- chemische Reaktion.

Man kann nun Temperaturbereiche definieren, in denen jeweils einer dieser Prozesse für die Geschwindigkeitskonstante der Reaktion begrenzend ist.

Im ersten Bereich, bei hohen Temperaturen, wird die Reaktionsrate hauptsächlich vom Stofftransport durch die gasförmige Grenzschicht bestimmt, so daß die Reaktion im wesentlichen an der Oberfläche stattfindet. Man spricht dann vom "boundary layer diffusion controlled regime" (BLDR).

In dieser ersten Zone ist die Reaktionsrate anzusiedeln, wenn bei einem Coreaufheizstörfall Betonzersetzung anfängt und Wasserdampf freigesetzt und durch das Core transportiert wird. Bei sehr langsamer Konvektion begrenzt dann der Wasserdampfmassenstrom die Reaktionsrate, so daß man annehmen darf, daß jeglicher Wasserdampf, der das Core durchströmt, dort mit Graphit reagiert.

In der zweiten, mittleren Temperaturzone, dem sog. "in pore diffusion regime" (IPDR), begrenzt der Stofftransport im Graphit die Reaktionsrate. Man erhält ein im wesentlichen exponentielles Konzentrationsprofil, dem der "Graphit-Abbrand" folgt.

Im dritten Bereich, dem sog. "chemical regime" (CR), bei tiefen Temperaturen, wird die Reaktionsrate allein von der chemischen Reaktivität des Graphits kontrolliert.

Da die Kühlung des Reaktorkerns nach Ausfall des defekten Dampferzeugers mit den verbleibenden fünf Dampferzeugern des Hauptkühlsystems in den betrachteten Ereignisketten die Temperaturen schnell und effektiv absenkt, befindet man sich bei den hier betrachteten Wassereinbruchsstörfällen ohne anschließende Aufheizung des Reaktorkerns im "chemical regime".

In diesem Temperaturbereich wird die Reaktionsrate durch eine Langmuir-Hinshelwood-Gleichung beschrieben, die von den Wasserdampf- und Wasserstoffpartialdrücken und temperaturabhängigen Geschwindigkeitskonstanten  $K_1$  des Arrhenius-typs abhängen [3]:



$$R_O = \frac{K_1 \cdot p_{H_2O}}{1 + K_2 \cdot p_{H_2O} + K_3 \cdot p_{H_2}^n} \quad [g/h]$$

$$K_1 = K_O^{(i)} e^{-\frac{E_A^{(i)}}{RT}}$$

Dabei bedeuten:

$K_1$	Geschwindigkeitskonstanten
$E_A^{(i)}$	Aktivierungsenergien
$p_x$	Partialdruck
$R$	allg. Gaskonstante
$T$	Temperatur

Weiterhin ist die Graphitoxydation vom Abbrandzustand des Graphits abhängig und von der Verteilung von Katalysatorsubstanzen im Graphit, hauptsächlich Barium. Beides wird durch geeignete zusätzliche Faktoren in der Reaktionsrate multiplikativ berücksichtigt [1,3].

Schließlich bestimmt auch der effektive Diffusionskoeffizient von Wasserdampf in Graphit die Geschwindigkeit, mit der Graphit abgebaut wird. Er wurde ebenfalls in Abhängigkeit vom Abbrandzustand definiert [10].

Graphit	$K_O^{(1)}$	$K_O^{(2)}$	$K_O^{(3)}$	$E_A^{(1)}$	$E_A^{(2)}$	$E_A^{(3)}$	n
ASF-F-500- $P > 10^{-3}$ bar	$1.27 \cdot 10^{14}$	6.38	$4.6 \cdot 10^{-4}$	- 68 000	14 500	28 000	$\leq 1$
$P_{H_2O} \leq 10^{-3}$ at	$8.0 \cdot 10^{12}$	$1.1 \cdot 10^8$	$1.0 \cdot 10^5$	- 60 600	-31 500	11 200	0.75
A3-Graphit	$6.6 \cdot 10^{13}$	6.3	$4.6 \cdot 10^{-4}$	- 68 000	14 500	28 000	$\leq 1$

Tabelle 3: Langmuir-Hinshelwood-Reaktionsraten [9,10] für die Graphit-Wasserdampf-Reaktion verschiedener Graphitsorten

Da die meisten Untersuchungen zur Bestimmung der Reaktionsraten im sog. "Porendiffusionsgebiet" durchgeführt wurden, ist eine Umrechnung in das "chemical regime" notwendig. Außerdem ist zu beachten, daß viele Daten bei niedrigen Wasserdampfpartialdrücken gemessen wurden und somit eine Extrapolation auf hohe Dampfdrücke notwendig ist. Weiterhin muß die Strukturabhängigkeit vieler Parameter in bezug auf unterschiedliche Graphitsorten beachtet werden.

Die Geschwindigkeitskonstanten der in den AIPA-Untersuchungen benutzten Korrelationen für die Reaktionsrate der im HTGR-1160 zur Verwendung kommenden Graphitsorten konnten für die deutsche 1160-Anlage nicht verwendet werden. Es mußten daher für diesen Graphit (AS2-F-500) geeignete Geschwindigkeitskonstanten angegeben werden [9]. Dabei gab die Korrelation für den im THTR-300 verwendeten Graphit (A3) die Basis ab [10]. Da in [11] außerdem vorgeschlagen wird, für die Bereiche  $p_{\text{H}_2\text{O}} \leq 10^{-3}$  bar und  $p_{\text{H}_2\text{O}} > 10^{-3}$  bar unterschiedliche Korrelationen anzugeben, sind in dieser Untersuchung die in der Tab. 3 zusammengestellten Korrelationen zur Anwendung gekommen. Zum Vergleich ist auch die Korrelation für den A3-Graphit angegeben. In der Abb. 8 ist die mittlere, während des Störfalles auftretende Reaktionsrate aufgetragen. Sie wird im Abschnitt 5 eingehender diskutiert.

### 2.3 Desorption von Spaltprodukten

In der AIPA Studie wird die Desorption abgelagerter Spaltprodukte (Plateout-Inventar) bei Wassereinbruchs-Störfällen nicht berücksichtigt. Dies scheint nicht zulässig zu sein, da aus verschiedenen Quellen Hinweise auf die Bedeutung dieses Freisetzungsmechanismus vorliegen, bei dem im Normalbetrieb im Primärkreis abgelagerte Spaltprodukte durch die feuchte Heliumatmosphäre wieder desorbiert werden.

- Experimente zur Jod-Desorption haben gezeigt, daß die Desorption von Jod in einer feuchten Heliumatmosphäre erheblich beschleunigt wird. Es ergibt sich z.B. bei einer Kühlgastemperatur von  $350^{\circ}\text{C}$ , daß die Desorptionskonstante bereits durch 3% Feuchteanteil im Helium schon um eine Größenordnung gegenüber reinem Helium angehoben wird [12,13].
- Andere Experimente zum Jod-Transport haben gleichfalls gezeigt, daß die Mobilität von elementarem Jod und  $\text{FeJ}_2$  bei Anwesenheit von Wasserdampf deutlich ansteigt [14].
- Untersuchungen der KFA deuten darauf hin, daß bei einem HTR-Wassereinbruchs-Störfall bis zu 50% der metallischen Spaltprodukte (Cs, Sr) und bis zu 80% des Jod sofort desorbiert werden können [15,16].
- Der Wassereinbruchs-Störfall im AVR [17] zeigt bei einer Analyse der beobachteten Aktivitäten [18], daß diese weder aus defekten Partikeln, noch aus Graphitkorrosion von Brennelementen stammen können. Auch die Auslaugung von im Wasser befindlichen Brennelementen oder die Desorption der Spaltprodukte von Brennelementoberflächen oder Staub durch Wasserdampf ist auszuschließen.  
Die beobachtete Jod-Aktivität läßt sich allein auf Desorption im kälteren Teil des Dampferzeugers zurückführen. Eine vorläufige, auf Messungen der freigesetzten und Abschätzung der abgelagerten Aktivitäten beruhende Hochrechnung aus dem Störfall ergibt eine Jod-Desorption von 14%, hierbei muß jedoch die Abschätzung der vorausgegangenen Kernfreisetzung und Ablagerung im Primärkreis noch überprüft werden. Für die Desorption von Cäsium wird auf der Basis vorher berechneter Ablagerung ein Wert von etwa 9% angegeben; er ist jedoch noch nicht sehr belastbar [18]. Ebenso wenig kann ein gesicherter Wert für die Desorption von Strontium angegeben werden, obwohl die Kühlgasaktivität bei o.g. Störfall erheblich war.

Insgesamt wird aus den obigen Analysen deutlich, daß die Desorption von im Primärkreis abgelagerten Spaltprodukten nicht zu vernachlässigen ist. Daher wird in der vorliegenden Untersuchung die Desorption von Jod, Cäsium und Strontium mit berücksichtigt, wobei die oben angegebenen Freisetzungswerte für Cäsium und Jod als untere bzw. obere Grenzen der Desorption interpretiert werden, aus denen durch Mittelung unter Annahme einer Gleichverteilung Erwartungswerte gebildet wurden.

Die folgende Tabelle zeigt die in der Untersuchung benutzten Werte für Jod-, Cäsium- und Strontium-Desorptionsanteile, die multipliziert mit dem jeweiligen Plateoutinventar [22] die desorbierten Aktivitäten ergaben.

Nuklid	Desorptionsanteile		
	Minimum	Erwartungswert	Maximum
Jod	0,15	0,5	0,8
Cäsium	0,09	0,3	0,5
Strontium		0,3	

Tabelle 4: Desorptionsanteile der abgelagerten Spaltprodukte bei Wassereinbruch

Für Strontium werden in Ermangelung von Daten die Werte für Cäsium mitbenutzt; dies ist sicherlich konservativ.

Da über den zeitlichen Verlauf der Freisetzung während des Störfalls keine Kenntnisse vorliegen und experimentelle Untersuchungsergebnisse nur schwer übertragbar sind, wurde hier konservativ angenommen, daß

1. die Desorption von Plateoutaktivität zu Beginn des Wassereinbruchs instantan stattfindet und
2. die desorbierte Aktivität sich spontan im gesamten Primärkühlmittel gleichmäßig verteilt.

#### 2.4 Auswaschen von Jod

Neben der Möglichkeit der feuchtebedingten Desorption von Jod gibt es noch die weitere Möglichkeit, Jod durch Auswaschen von Primärkreiskomponenten in das Primärkühlmittel freizusetzen. Hierbei wird angenommen, daß bei einem größeren Wassereinbruch der aus dem defekten Dampferzeuger ausströmende Wasser-Dampf-Strahl dort abgelagertes Jod auswäscht und dieses sich nicht wieder an anderen Stellen des Primärkühlkreises ablagert. Da Jod vorzugsweise im kälteren Vorwärmerteil des Dampferzeugers abgelagert ist [1], nimmt man an, daß 'Auswaschung' von Jod nur dann eine Rolle spielt, wenn das Leck in diesem Teil des Dampferzeugers auftritt. Vereinfachend und konservativ wird davon ausgegangen, daß die gesamte Jod-Ablagerungs-Aktivität sich im Vorwärmer befindet. Unter diesen Voraussetzungen kann dann beim Defekt eines der 6 Dampferzeuger maximal  $1/6$  des Jod-Inventars im Primärkreis ausgewaschen werden. Da die Auswaschung von Jod, je nach Art und Lage des Lecks im Vorwärmer, mehr oder weniger vollständig geschieht, wird erwartet, daß im Mittel etwa die Hälfte, d.h.  $1/12$ , das sind etwa 8%, ausgewaschen werden.

Auch hier wird wie bei der Desorption spontane Freisetzung und vollständige Vermischung mit dem Primärkühlmittel angenommen.

Weil Desorption und Auswaschung auf das gleiche Ablagerungs-Inventar zugreifen und die Auswaschung der schneller ablaufende Prozeß sein sollte, kann die Desorption dann nur noch auf ein um den Auswaschanteil reduziertes Inventar zugreifen.

Die Freisetzungswerte erhält man wiederum durch Multiplikation des Auswaschungsanteil mit dem Inventar des im Primärkreis abgelagerten Jods.

## 2.5 Staubgebundene Aktivität

In der AIPA-Studie wird davon ausgegangen, daß ein Teil der abgelagerten Aktivität an Staub gebunden ist, der während einer Druckentlastung aus dem Primärkreis in die Atmosphäre transportiert wird, wobei diese Spaltprodukte freigesetzt werden. Die wichtigsten Spaltprodukte in diesem Zusammenhang sind Rubidium, Tellur und Jod [5].

Die in AIPA angegebenen Freisetzungswerte für staubgebundene Aktivität können jedoch nach [16] als deutlich zu hoch angesehen werden, so daß ihre Bedeutung in Relation zu den übrigen bisher diskutierten Freisetzungsmechanismen gering ist. Hinzu kommt im Hinblick auf die Rubidium-Isotope noch die Tatsache, daß die Halbwertszeiten der betrachteten Rb-Isotope bei 20 min oder deutlich darunter liegen, so daß bei den im Vergleich deutlich längeren Ausströmzeiten des Primärkühlmittels in die Atmosphäre der größte Teil dieser Spaltprodukte im Primärkreis zerfallen dürfte.

Der Spaltprodukt-Freisetzungsmechanismus über staubgebundene Aktivität wird in dieser Untersuchung aus den oben genannten Gründen nicht weiter berücksichtigt.

## 2.6 Spaltproduktfreisetzung und Leckagemenge

Mit fortschreitender Leckage in den Primärkreis wird der Wasserdampfpartialdruck ansteigen, bis der Sättigungsdampfdruck erreicht ist (Abb. 7).

Da nun die Freisetzungsphänomene neben der Temperatur stark vom Wasserdampfpartialdruck abhängen, wird die Spaltproduktfreisetzung mit steigendem Partialdruck solange zunehmen, bis andere Parameter begrenzend auf die Freisetzung wirken. Man kann dann von einer Art Sättigung der Spaltproduktfreisetzung sprechen.

Dies ist in Abb. 3 für die Brennstoff-Hydrolyse gezeigt. Dort ist für verschiedene Leckagemengen der mit dem Programm OXIDE-3. [5] berechnete Anteil hydrolysierter defekter Partikel aufgetragen. Mit zunehmender Leckagemenge steigt dieser Anteil an und erreicht bei etwa 3000 kg Wasser im Primärkreis den Maximalwert von 100%, d.h. alle defekten Partikel sind hydrolysiert. Bei dieser Wassermenge ist die Sättigung erreicht; auch bei größeren Wassereinbrüchen (siehe Abb. 3) kann die Hydrolyse trivialerweise nicht weiter ansteigen; der Sättigungspunkt kann allenfalls früher erreicht werden. Bei der Graphit-Oxydation ist ein ähnliches Phänomen zu erwarten. Wie sich aus Abschnitt 2.2 ergibt, wird die Reaktionsrate durch die Reaktivität des Graphits bestimmt, wenn genügend Wasserdampf zur Verfügung steht. Bei zusätzlicher Zufuhr von Wasserdampf kann die Reaktionsrate nicht beliebig weiter ansteigen, da dieser nicht mit dem Graphit reagieren kann, so daß auch hier in dem durch die Temperaturtransienten vorgegebenen Zeitraum nur eine bestimmte maximale Menge Graphit umgesetzt werden kann.

Die "Sättigung" wird in diesem Fall etwas früher erreicht als bei der Brennstoff-Hydrolyse, wobei gleiche Störfallbedingungen, d.h. ähnliche Temperaturtransienten Voraussetzung sind. Geht man zu anderen Störfällen über, z.B. Wassereinbruch mit Auslegungsleckage statt Rohrbruch (s. auch Kap. 3), dann liegen andere Temperaturverläufe vor, d.h. die Sättigung wird bez. dieser Gruppe von Transienten für die Graphit-oxydation bei höheren Werten liegen.

Es wird nun weiter angenommen, daß auch bei der Oberflächen-Desorption und -Auswaschung ähnliches zu erwarten ist, d.h. daß ab 3000 kg Wasser im Primärkreis mit den in Tab. 5 angegebenen Erwartungswerten zu rechnen ist und unterhalb dieser Leckagemenge mit entsprechend geringeren Freisetzungsanteilen.



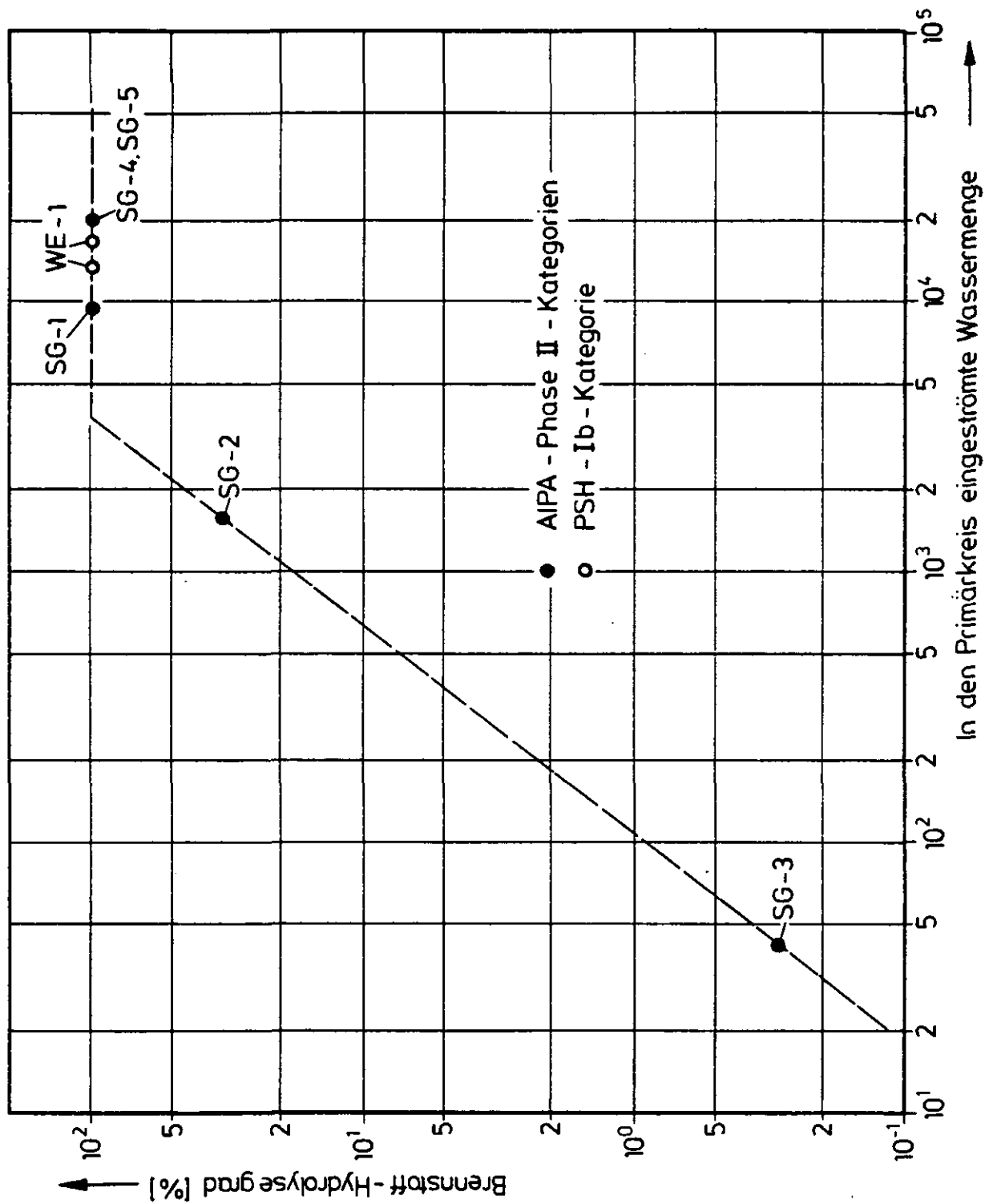


Abb. 3: Abhängigkeit des integral hydrolysierten Anteils defekten Brennstoffs vom eingeströmten Wasser bei Wassereinbruchstörfällen

Leckagemengen, wie sie als repräsentativ für kleine Lecks in Kap.A.2 angegeben werden ( $<1000$  kg), führen so auf die Brennstoff-Hydrolyse von  $<20\%$ . Für diesen Bereich wurde deshalb mit einer "mittleren" Hydrolyse von  $10\%$  der defekten Partikel gerechnet. Wegen ihrer Wichtigkeit bzgl. der Spaltprodukt-Freisetzung wird die Hydrolyse hier als "Leitphänomen" benutzt und der Anteil von  $10\%$  auch auf die übrigen Freisetzungs-Phänomene übertragen.

Bei kleinen Leckagen wird also damit gerechnet, daß  $10\%$  der Menge an Spaltprodukten ins Kühlmittel freigesetzt werden, die bei mittleren Lecks freigesetzt werden.

### 3. Leckagemodell

Den genauen zeitlichen Verlauf der Wasser/Dampf-Leckage in den Primärkreis anzugeben, ist wegen der vielfältigen Einflüsse und Rückkopplungen zwischen der Primär- und der Sekundärseite der Anlage äußerst schwierig. Sowohl das komplexe Regelverhalten der Anlage wie auch die thermodynamischen und -hydraulischen Vorgänge müssen gleichermaßen erfaßt werden. Dazu gehört auch die frischdampf- und speisewasserseitige Verbindung von defekten und intakten Dampferzeugern durch gemeinsame Dampf- bzw. Speisewasser-Leitungen.

Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß durch das fehlerhafte Offenbleiben der Speisewasserventile der Speisewasserdruck nach kurzer Zeit das Frischdampf-Sicherheitsventil erreicht und aufdrückt und dies, wenn die im Dampferzeuger steigende Siedefront dort ankommt, mit großer Wahrscheinlichkeit versagt, so daß neben dem Leck vom Primärkreis in den Sekundärkreis nun auch noch ein Leck vom Sekundärkreis in die Umgebung besteht. Dadurch wird die genaue Berechnung der Leckrate in den Primärkreis weiter erschwert.

Da zum Zeitpunkt der Störfalluntersuchungen kein vollständiges Modell für eine entsprechend detaillierte Untersuchung zur Verfügung stand, wurden folgende einfachen und zum Teil konservativen Annahmen über die Leckagerate getroffen:

- Die Leckagerate ist zeitlich konstant und entspricht dem durch den Querschnitt, die Lage und Druckdifferenz Primärkreis-Sekundärkreis gegebenen Maximalwert.
- Die Leckagedauer entspricht der Vorkühlzeit mit den Hauptkühlsystemen, d.h. der Zeit vom Leckeintritt bis zum Erreichen des Druckkriteriums.
- Zusätzlich zu den sich aus obigen Angaben ergebenden Leckagemengen wird bei mittleren und großen Lecks noch ein Dampferzeuger-Gleichgewichtsinhalt in den Primärkreis strömen.

Die unter den obigen Annahmen sich ergebenden zeitlichen Verläufe der Leckagerate bei Leckgrößen von 11 kg/s (mittlere Lecks) und 41 kg/s (große Lecks) sind in der Abb. 4 zu finden.

Wie bereits in Kap. A.1 aufgezeigt, sind die möglichen Leckgrößen in drei Klassen aufgeteilt, die jeweils durch sog. repräsentative Leckgrößen vertreten werden.

In der Tab. 5 sind die Leckparameter für die Leckklassen "mittlere" und "große" Lecks zusammengestellt.

Die Werte für Leckagen nach Rohrbruch entsprechen doppelendigen Leckagestellen, die Querschnitte geben die Rohrquerschnittsfläche an; dabei ist die Leckagemenge bei Bruch eines Überhitzerrohres zu groß angesetzt, was jedoch wegen der in Kap. 2.6 angesprochenen Sättigungseffekte im Rahmen dieses einfachen Modells keinen besonderen Einfluß haben sollte. Die zur Auslegungsleckage von 41 kg/s gehörenden Leckquerschnitte entsprechen den an den jeweiligen Anschlußzylindern dafür notwendigen Öffnungsquerschnitten bei den dort herrschenden Druckverhältnissen.

Tabelle 5:      Leckageparameter für die untersuchten Wassereinbruchstörfälle  
mit großen und mittleren Lecks

Leckageort und -art im Dampferzeuger	Leckage- querschnitt [cm <sup>2</sup> ]	Leckrate [kg/sec]	Leckagezeit [sec]	Leckagemenge [kg]	Bezeichnung
Speisewasser- Rohrbruch	0,79	11,0	1200	16.460	mittleres Leck
Überhitzer- Rohrbruch	2,5	11,0 <sup>++</sup>	1200	16.460	mittleres Leck
Riß im Speisewasser- Rohrplattenanschluß zylinder	2,9	41,0 <sup>+</sup>	240	13.200	großes Leck
Riß im Überhitzer- Rohrplattenanschluß- zylinder	17,8	41,0 <sup>+</sup>	240	13.200	großes Leck

+ Auslegungsleckage

++ überschätzter Wert

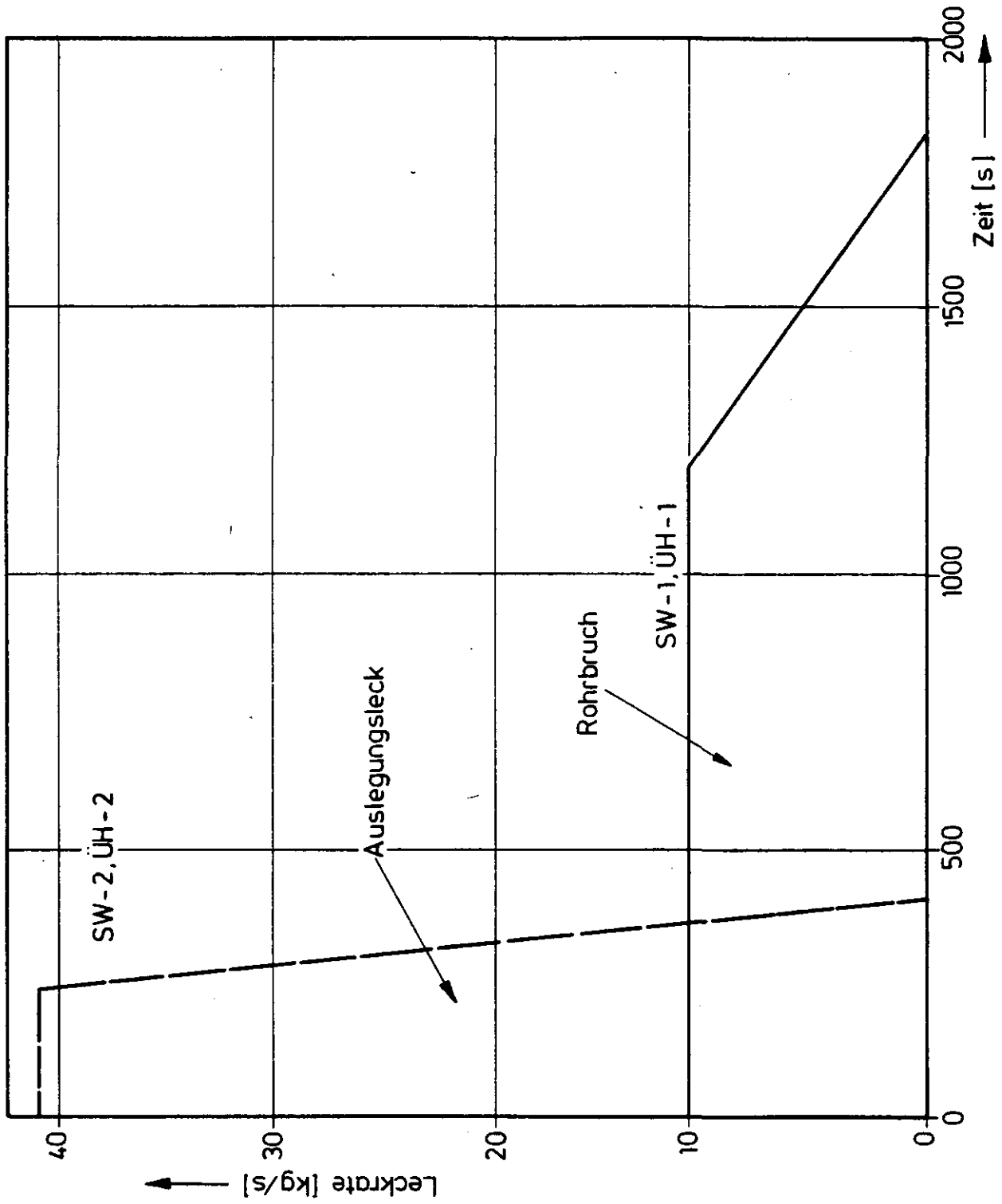


Abb. 4: Angenommene Leckageraten bei mittleren Lecks (11 kg/s) und großen Lecks (41 kg/s)

Die Leckagezeiten sind 20 min bzw. 4 min, je nachdem, wie lange die Kühlung mit den restlichen Hauptkühlsystemen möglich ist.

In den Leckagemengen ist jeweils zusätzlich ein Dampferzeugerinhalt (bis zum Gleichgewichtsdruck) mit enthalten. Es ist weiterhin angenommen, daß diese Wassermengen im Primärkreis als Wasserdampf auftreten, d.h. beim Überströmen vom Sekundärkreis in den Primärkreis spontan verdampfen (dies erfordert das im Rechencode OXIDE-3 integrierte Leckagemodell) und sich dort adiabatisch mit dem Kühlmittel vermischen. Kondensationseffekte im Primärkreis werden in der weiteren Behandlung berücksichtigt.

#### 4. Thermodynamik

Für die Geschwindigkeit, mit der die Spaltproduktfreisetzung durch Brennstoff-Hydrolyse und Graphit-Oxydation abläuft, ist neben dem Wasserdampfpartialdruck die Temperatur im Reaktorkern besonders wichtig.

Heißgastemperatur und Partialdrücke werden u.a. mit dem Programm OXIDE-3 (s. Kap. 5.1) bestimmt. Die dabei benutzten Daten enthalten die Tab. 16 bis 19. Die Nachwärmefunktion entspricht der SUND-Standardfunktion [19] mit Zuschlagsfaktoren von 1.26 in den ersten 1000 sec und 1.155 nach 1000 sec.

Die Abb. 5 und 6 zeigen die Druck- und Temperaturverläufe nach mittleren bzw. großen Lecks.

Bei mittleren Lecks bewirkt die sehr effektive Kühlung durch die verbleibenden Hauptkühl-Kreisläufe in den ersten 20 min, daß trotz der Wassereinbruchsrates von 11 kg/s der Druck im Primärkreis nicht das Druckkriterium von 51,8 bar erreicht, geschweige dann den Ansprechdruck des Sicherheitsventils.

In der nachfolgenden Phase bis zum Start der Hilfskühlsysteme nach weiteren 5 min und erfolgreicher Kühlung mit ihnen kommt es zwar zu einem Druckanstieg, der jedoch ebenfalls nicht das Druckkriterium erreicht, da gleichzeitig bereits die Druckentlastung des Primärkreises über den defekten Dampferzeuger

direkt in die Atmosphäre erfolgt, obwohl der Temperaturanstieg in dieser Phase deutlich ist und sich z.B. in erneuter Graphit-Oxydation bemerkbar macht (s. Kap. 5.2).

Im Gegensatz zum Druckverlauf bei mittleren Lecks ist der Druckanstieg bei großen Lecks durch die Leckage von 41 kg/s so groß, daß bereits nach etwa 30 Sekunden das Druckkriterium bei 51,8 bar erreicht wird, wodurch die verzögerte Abschaltung der restlichen 5 Hauptkühlkreisläufe initiiert wird. Nach etwa 100 Sekunden wird auch der Ansprechdruck des SBB-Sicherheitsventils von 52,9 bar erreicht und das SBB-Sicherheitsventil öffnet. Es kommt zu einer kurzen Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude, bis der Primärkreisdruck auf 44,5 bar gefallen ist, bei dem das Sicherheitsventil wieder schließt.

Die frühzeitige Abschaltung des Hauptkühlsystems resultiert in einem höheren Temperaturniveau im Vergleich zum Temperaturverlauf bei mittleren Lecks, so daß die Graphit-Oxydation schneller abläuft. In der Übergangsphase der Kühlung von Hauptkühlssystemen zum Hilfskühlsystem erfolgt ebenfalls ein erneuter Druckanstieg, der jedoch nicht mehr zum Ansprechen des Sicherheitsventils führt, da die gleichzeitig stattfindende Druckentlastung dem entgegenwirkt.

Das in beiden Temperaturtransienten deutlich ausgeprägte Temperaturmaximum nach Abschaltung der Hauptkühlsysteme ist - modellbedingt - etwas zu hoch; die reale Temperaturtransiente wird ein weniger deutliches Maximum an dieser Stelle aufweisen. Es kommt somit in diesem Bereich zu einer etwas zu heftigen Graphit-Oxydation in beiden hier unterschiedenen Fällen.

Die Beiträge der Produktgase der Graphitoxydation, Kohlenmonoxid und Wasserstoff, zum Gesamtdruck sind bei mittleren Lecks geringer als  $10^3$  ppmv, bei großen Lecks steigen die Beiträge auf weniger als  $10^4$  ppmv an. In beiden Fällen sind die Beiträge zum Gesamtdruck zu vernachlässigen.

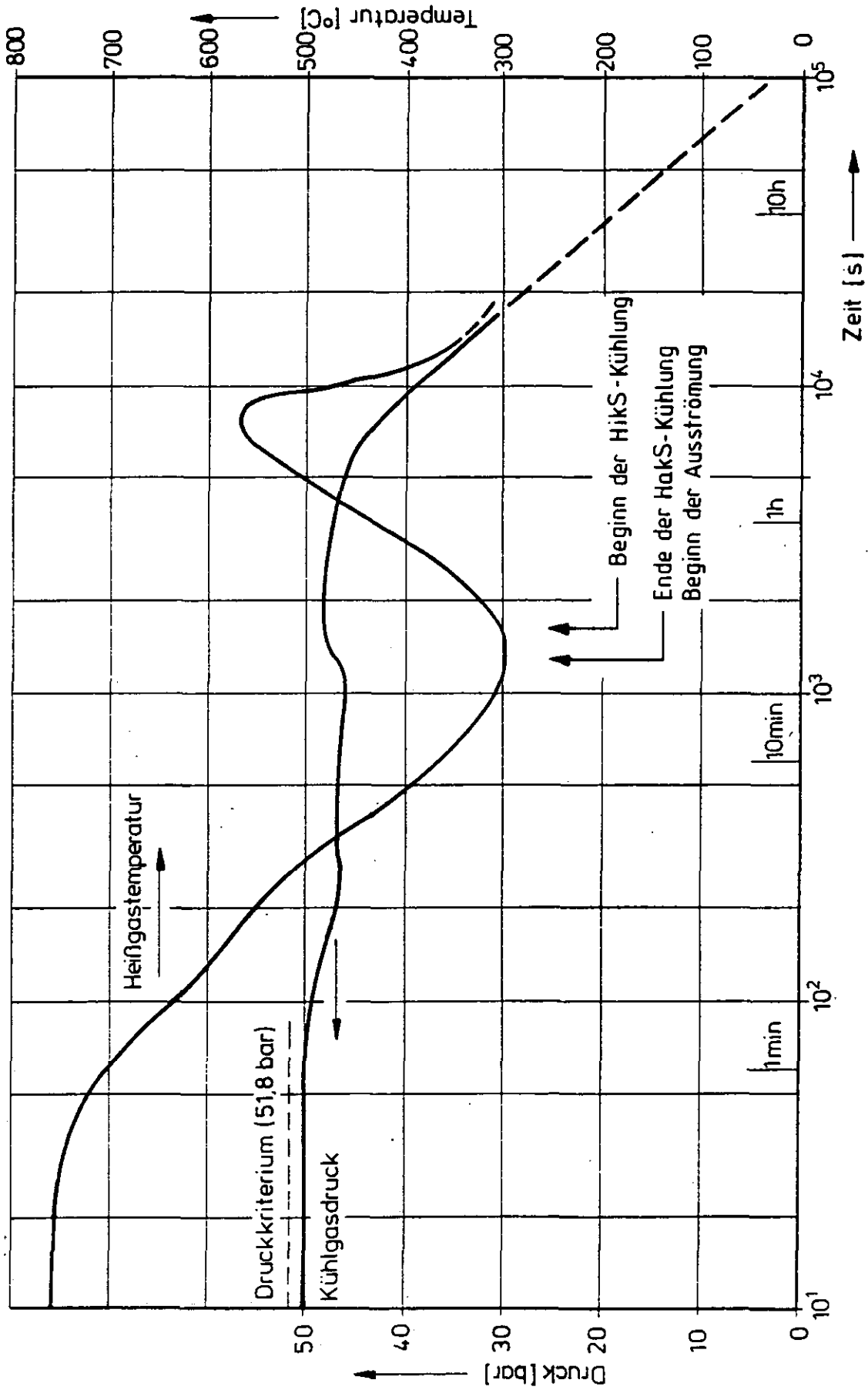


Abb. 5: Druck- und Temperaturverlauf nach fehlerhafter DE-Abspernung bei mittleren Leckagen



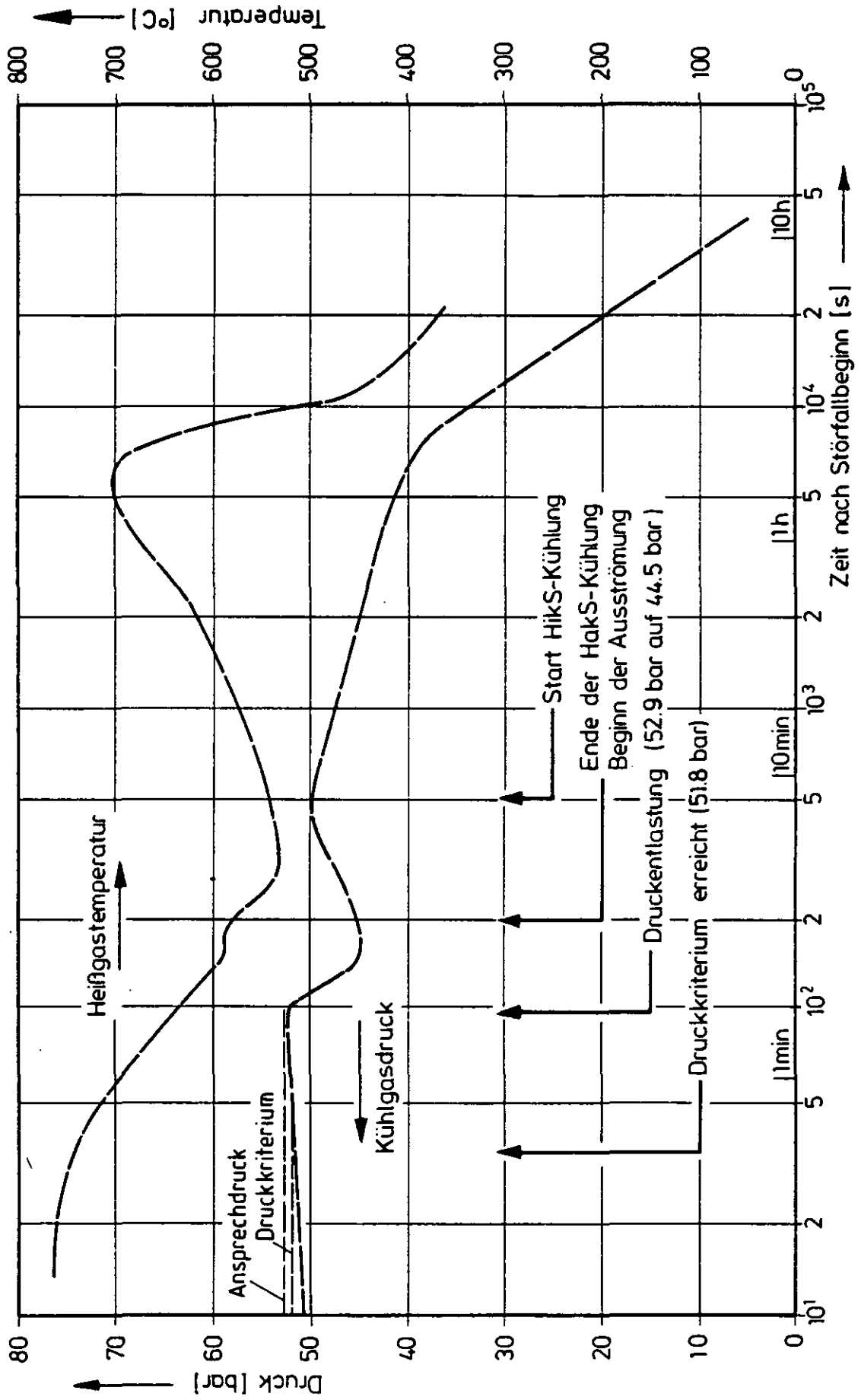


Abb. 6: Druck- und Temperaturverlauf nach fehlerhafter DE-Abspernung bei großen Leckagen

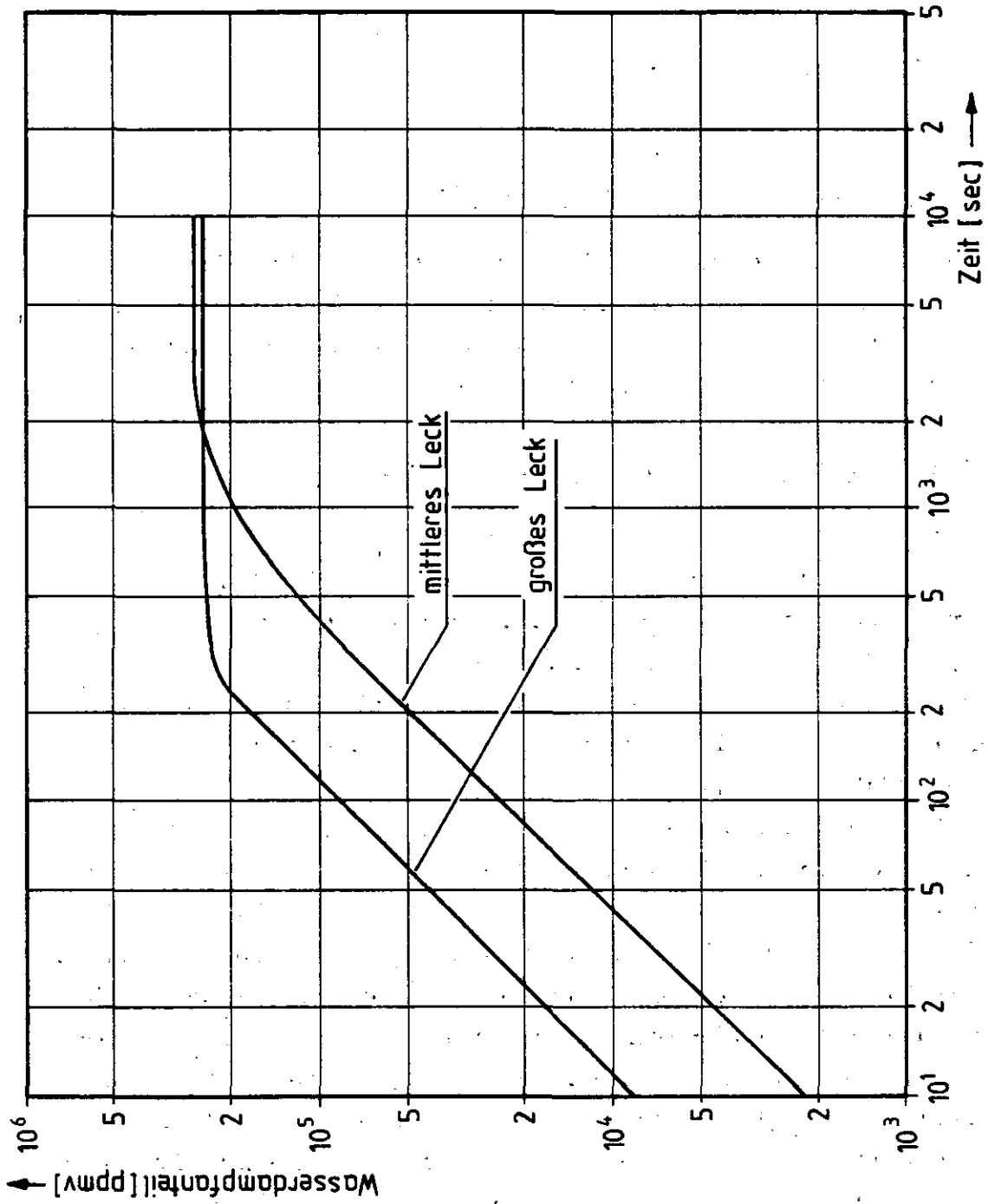


Abb. 7: Zeitlicher Anstieg des Wasserdampfpartialdruckes bei mittleren und großen DE-Lecks

Der Wasserdampfpartialdruck ist dagegen nicht zu vernachlässigen, er trägt nicht unwesentlich zum gesamten Druckaufbau bei. Die Abb. 7 zeigt den zeitlichen Anstieg des Wasserdampfpartialdrucks für mittlere und große Lecks. Der Anstieg entspricht dem Überströmen von Wasser bzw. Wasserdampf aus dem defekten Dampferzeuger in den Primärkreis (Abb. 4). Maximal werden etwa  $2,5 \cdot 10^5$  ppmv erreicht. Der Anstieg des Feuchtegehaltes bei kleinen Lecks ist im Kapitel A.2 bereits diskutiert worden.

## 5. Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas

Die Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas wurde für die repräsentativen Lecks der Leckklassen "mittlere" und "große" Lecks untersucht, wobei die in Kap. 2 angesprochenen Freisetzungssphänomene bzw. -modelle berücksichtigt wurden.

### 5.1 Zeitabhängige Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas

Da sowohl die Desorption von Spaltprodukten wie auch die Auswaschung modellgemäß spontan ablaufen, kann für diese beiden Freisetzungssphänomene keine zeitliche Entwicklung angegeben werden, sondern nur der integrale, nach Isotopen aufgeschlüsselte Freisetzungsvektor, wie er sich aus den abgelagerten Inventaren und den Desorptions- bzw. Auswaschungsanteilen (Tab. 4) ergibt.

Die zeitliche Entwicklung der Brennstoff-Hydrolyse und der Graphit-Oxydation wurde mit dem Programm OXIDE-3 (s. Anhang) berechnet. Für die Wasserdampf-Graphit-Reaktion ist dies in Abb. 8 durch die mittlere Reaktionsrate und in Abb. 9 bzw. 10 durch die integrale in der Reaktion verbrauchte Masse Graphit und für die Brennstoff-Hydrolyse durch den Anteil der hydrolysierten defekten Partikel verdeutlicht. In der Abb. 8 ist die zeitliche Änderung der mittleren Reaktionsrate (gemittelt über den Kern) in Prozent/Stunde für mittlere Lecks (durchgezogene Linie) und große Lecks (gestrichelte Linie) dargestellt. Im Fall mittlerer Lecks nimmt diese Reaktionsrate in den ersten 200 sec wegen des steigenden Wasserdampf-Partialdruckes zu, obwohl die Temperaturen, wie aus Abb. 5 zu ersehen,

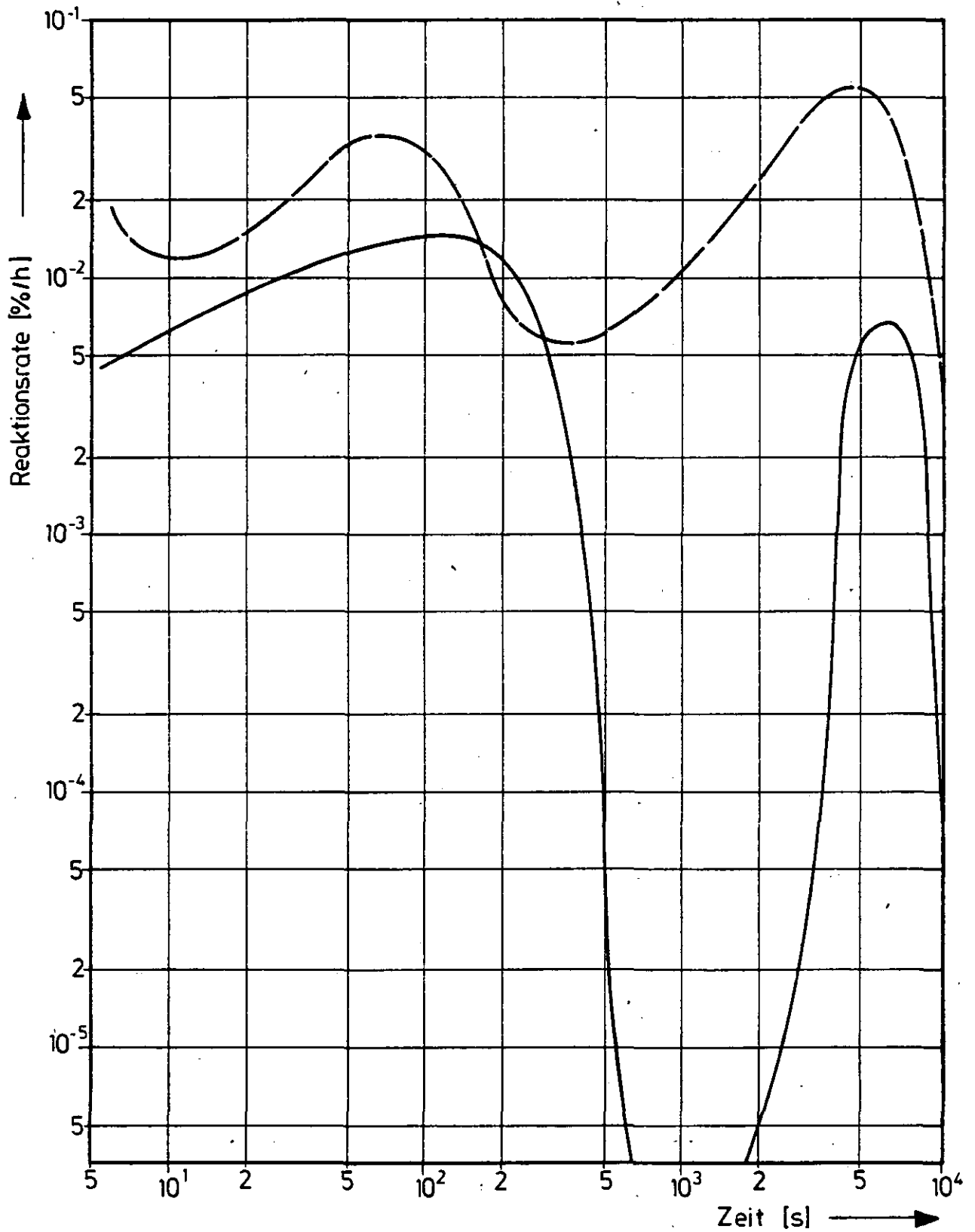


Abb. 8: Mittlere Reaktionsrate (%/h) der Wasserdampf-Graphit-Reaktion bei mittleren (—) und großen (---) Leckagen in den Primärkreis

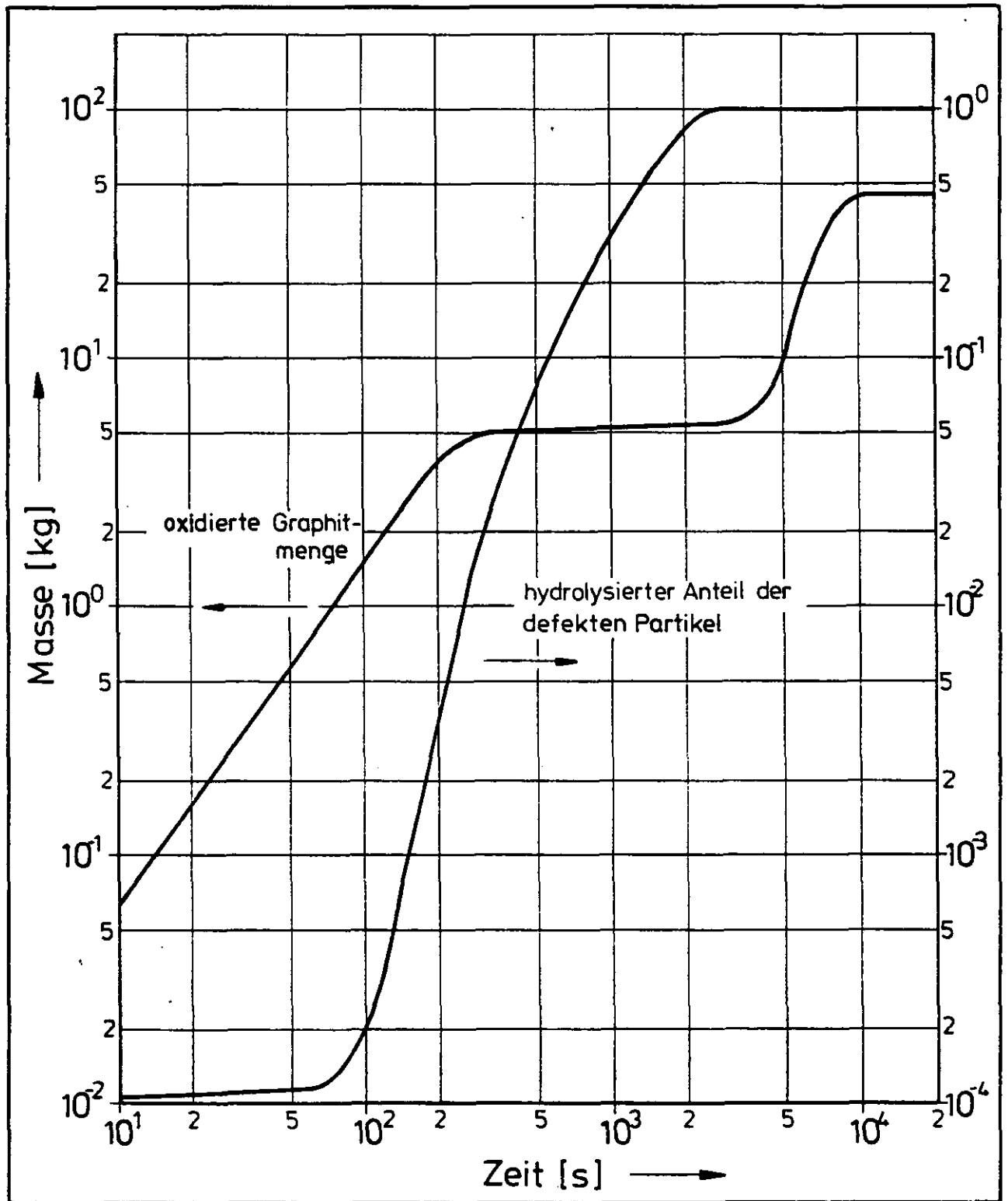


Abb. 9: Zeitlicher Anstieg der durch die Wasserdampf-Graphit-Reaktion umgesetzten Graphitmasse und des hydrolysierten Anteils der defekten Partikel bei mittleren Leckagen in den Primärkreis

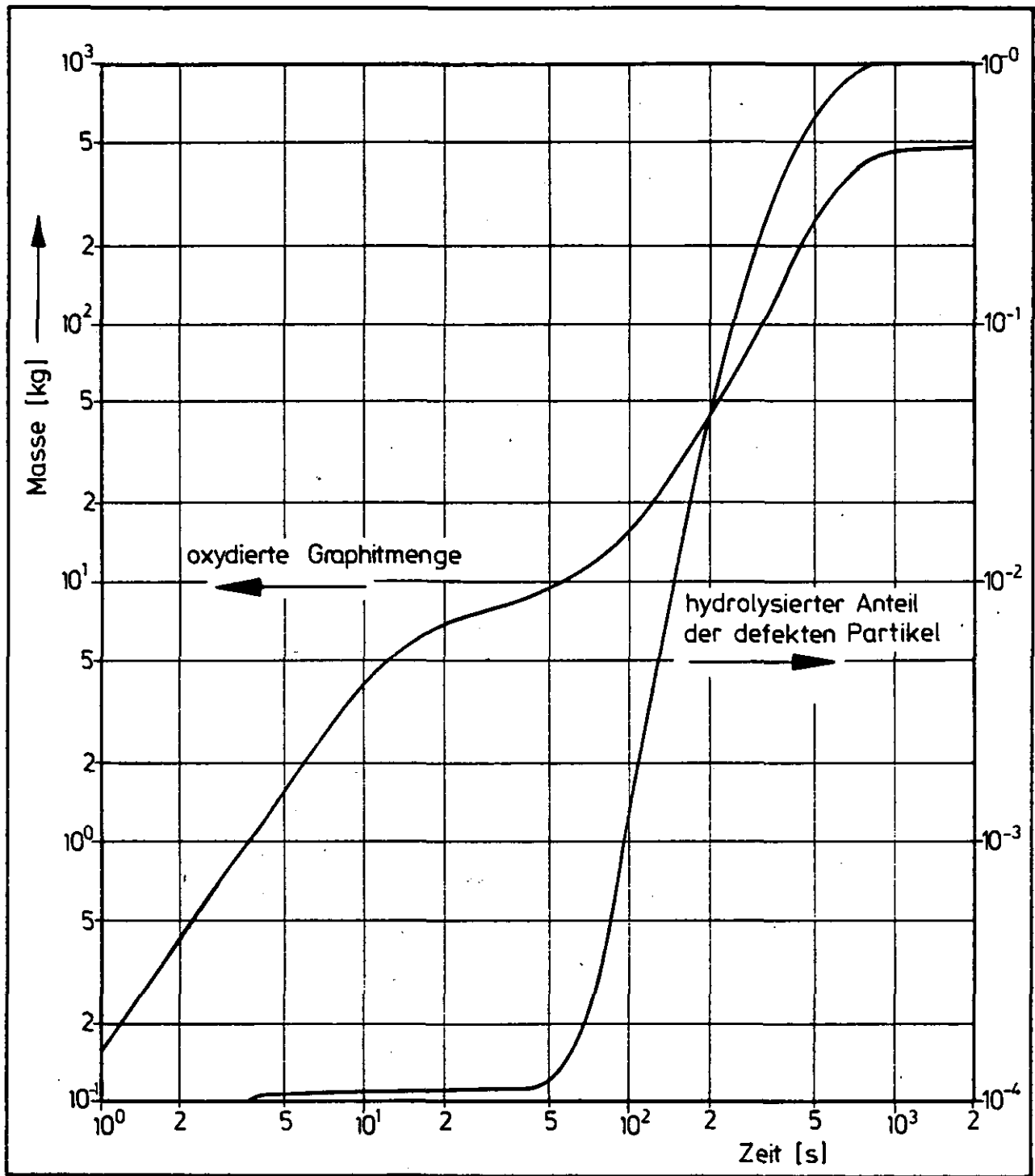


Abb. 10: Zeitlicher Anstieg der durch die Wasserdampf-Graphit-Reaktion umgesetzten Graphitmasse und des hydrolysierten Anteils der defekten Partikel bei großen Leckagen in den Primärkreis

schnell abfallen. Wenn der Wasserdampfpartialdruck hinreichend hoch ist, macht sich die fallende Temperatur schließlich dadurch bemerkbar, daß die Reaktionsgeschwindigkeit schnell abfällt und praktisch zum Stillstand kommt. Erst wenn die Temperatur nach dem Abschalten des Hauptkühlsystems und vor dem Wirksamwerden des Hilfskühlsystems wieder ansteigt, läuft die Reaktion wieder an, solange bis das Hilfskühlsystem die Temperaturen wieder ausreichend absenkt.

Da das Hauptkühlsystem bei großen Lecks bereits nach 4 min abgeschaltet wird, bleibt die Temperatur hier im Durchschnitt höher, so daß auch die Reaktionsrate relativ groß bleibt. Die hohe Reaktionsrate zu Beginn verursacht der schnelle Anstieg des Wasserdampf-Partialdrucks (41 kg/s) bei noch ziemlich hohen Temperaturen.

Beide Verläufe der mittleren Reaktionsrate führen zu den in Abb. 9, 10 wiedergegebenen zeitlichen Anstiegen der insgesamt in der Reaktion umgesetzten Graphitmasse, der dann eine entsprechende Menge freigesetzter Spaltprodukte (Cäsium, Strontium) zuzuordnen ist. Auch hier ist bei mittleren Lecks deutlich der Stillstand der Graphit-Wasserdampf-Reaktion im Zeitbereich von etwa 300 bis 3000 Sekunden zu sehen. Dagegen nimmt die Menge an umgesetztem Graphit bei großen Lecks (Abb. 10) fast kontinuierlich zu, so daß sich durch die unterschiedlichen Temperaturverläufe bei mittleren und großen Lecks der deutliche Unterschied von einer Größenordnung in der Menge des umgesetzten Graphits und damit in der Freisetzung von Strontium und Cäsium ergibt, wie noch gezeigt wird.

Die Mengen an Graphit, die in der Reaktion verbraucht werden, knapp 50 kg bei mittleren Lecks und knapp 500 kg bei großen Lecks, sind in bezug auf die strukturelle Integrität der graphitischen Kerneinbauten irrelevant und stellen keinerlei Gefährdung dar. Auch die in beiden Fällen freigesetzten Mengen an  $H_2$  und  $CO$ , etwa je 4 kmol bei mittleren und je 40 kmol bei großen Lecks, können im Hinblick auf Abbrennen in Luft unberücksichtigt bleiben.

Der zeitliche Verlauf der Brennstoff-Hydrolyse ist durch den Anstieg des Anteils hydrolysierter defekter Partikel in den Abb. 9 und 10 dargestellt.

Es ist festzustellen, daß die Hydrolyse wegen des konkurrierenden Verbrauchs des Wasserdampfs durch die Graphit-Wasserdampf-Reaktion erst dann nachhaltig einsetzt, wenn die Graphit-Oxydation nachläßt, d.h. niedrigere Temperaturen erreicht werden, so daß Wasserdampf bis zu den defekten Partikel-Kernen vordringen kann, ohne daß er mit dem Graphit reagiert. Dem Anstieg der Menge an hydrolysierten, defekten Partikeln entspricht der Anstieg der integral aus diesen Partikeln ins Kühlgas freigesetzten Mengen Edelgas und Jod.

## 5.2 Integrale Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas

In der Tab. 6 sind die Erwartungswerte der Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas nach Nukliden aufgeschlüsselt zusammengestellt, so wie sie sich auf der Basis der zeitabhängigen Freisetzung ergeben.

Die Beiträge der einzelnen Phänomene sind je nach Element unterschiedlich. Die Freisetzung von Edelgasen erfolgt nur durch die Brennstoff-Hydrolyse. Da bei mittleren und großen Lecks jeweils 100-prozentige Hydrolyse der defekten Partikel erreicht wird, ist die freigesetzte Edelgasaktivität in beiden Fällen gleich (siehe auch 2.6). Sie liegt um etwa zwei Größenordnungen (und mehr) über der normalerweise im Kühlgas erwarteten zirkulierenden Aktivität [5]. Die Werte liegen bei Krypton zwischen  $2.5 \cdot 10^3$  Ci Kr-85 und  $2.4 \cdot 10^5$  Ci Kr-88; an Cäsium werden zwischen  $9.1 \cdot 10^3$  Ci Xe-133m und  $3 \cdot 10^5$  Ci Xe-137 ins Kühlgas freigesetzt. Bei der Freisetzung von Jod liefert die Hydrolyse defekter Partikel den wesentlichen Beitrag zur Gesamtfreisetzung. Bei Freisetzungswerten zwischen  $1.6 \cdot 10^4$  Ci J-131 und  $3.2 \cdot 10^4$  Ci J-133 liegen die Werte in etwa um eine Größenordnung höher als die Freisetzung durch Desorption abgelagerten Jods; hier sind zwischen  $1.1 \cdot 10^3$  Ci J-135 und  $3.6 \cdot 10^3$  Ci J-131 zu erwarten, womit diese Werte wiederum um etwa eine halbe Größenordnung über den zu erwartenden Werten aus der Freisetzung



Tabelle 6: Erwartete integrale Freisetzung von Spaltprodukten bei Wassereinbruchstörfällen mit mittleren und großen Lecks

Nuklid	Freisetzung ins Kühlgas [Ci]			
	Brennelement-Hydrolyse Graphit-Oxydation	Desorption	Auswaschung <sup>+</sup>	Gesamtfreisetzung
Kr-85m	9.5 + 4			9.5 + 4
Kr-85	2.5 + 3			2.5 + 3
Kr-87	1.4 + 5			1.4 + 5
Kr-88	2.4 + 5			2.4 + 5
Xe-133m	9.1 + 3			9.1 + 3
Xe-133	3.2 + 5			3.2 + 5
Xe-135m	5.1 + 4			5.1 + 4
Xe-135	3.7 + 4			3.7 + 4
Xe-137	3.0 + 5			3.0 + 5
Xe-138	2.9 + 5			2.9 + 5
J-131	1.6 + 4	3.6 + 3	6.3 + 2	2.0 + 4
J-132	2.3 + 4	3.3 + 3	5.8 + 2	2.7 + 4
J-133	3.2 + 4	2.5 + 3	4.3 + 2	2.5 + 4
J-135	2.8 + 4	1.1 + 3	1.8 + 2	2.9 + 4
Sr-89	8.3 + 2	1.6 + 3		2.4 + 3
Sr-90	4.4 + 1	1.9 + 3		1.9 + 3
Cs-134	8.0 + 2	1.8 + 4		1.9 + 4
Cs-137	3.4 + 2	4.3 + 4		4.3 + 4
Sr-89	9.7 + 3	1.6 + 3		1.1 + 4
Sr-90	5.1 + 2	1.9 + 3		2.4 + 3
Cs-134	9.3 + 3	1.8 + 4		2.7 + 4
Cs-137	4.0 + 3	4.3 + 4		4.7 + 4

(9.5 + 4 bedeutet  $9.5 \cdot 10^4$ )

<sup>+</sup> nur bei Lecks im Vorwärmerbereich der Dampferzeuger

mittlere Lecks

große Lecks

durch Auswaschung abgelagerten Jods (zwischen  $1.8 \cdot 10^2$  Ci J-135 und  $6.3 \cdot 10^2$  Ci J-131) liegen. Dieser letzte Anteil darf im übrigen aufgrund des Freisetzungsmodells (siehe 2.4) nur bei Leckagen im Vorwärmerteil der Dampferzeuger berücksichtigt werden.

Bei der Freisetzung von Jod braucht ebenfalls nicht zwischen mittleren und großen Lecks unterschieden zu werden, da alle drei Freisetzungspänomene in beiden Fällen gleich wirksam werden.

Hinsichtlich der Freisetzung der Spaltprodukte Strontium und Cäsium muß man jedoch nicht allein die Freisetzung durch Graphit-Oxydation und Desorption unterscheiden, sondern bei der Freisetzung durch Graphit-Oxydation zusätzlich noch nach mittleren und großen Lecks.

Dies wird bedingt durch die in beiden Fällen unterschiedlichen Temperaturtransienten (s. 4.) und die daraus folgenden unterschiedlichen Verläufe der Reaktionsraten.

Dies führt zu einer Anhebung der Strontium- und Cäsium-Freisetzung durch Graphit-Oxydation um etwa eine Größenordnung bei großen Lecks gegenüber mittleren Lecks. Da der Freisetzunganteil dieser Spaltprodukte aus ihrer Desorption in beiden Fällen gleich groß ist und im Verhältnis zur Freisetzung durch Graphit-Oxydation überwiegt, macht sich dieser Unterschied in der Gesamt-Freisetzung nicht so deutlich bemerkbar. Eine Ausnahme bildet nur Sr-89, dessen Anteil aus der Graphit-Oxydation bei großen Lecks sogar deutlich überwiegt.

Es ergeben sich somit folgende Gesamt-Freisetzungswerte:

für Sr-89 bei mittleren/großen Lecks  $2.4 \cdot 10^3 / 1.1 \cdot 10^4$  Ci,  
für Sr-90  $1.9 \cdot 10^3 / 2.4 \cdot 10^3$  Ci, für Cs-134  $1.9 \cdot 10^4 /$   
 $2.7 \cdot 10^4$  Ci und für Cs-137  $4.3 \cdot 10^4 / 4.7 \cdot 10^4$  Ci.

### 5.3 Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas bei kleinen Lecks

Wie bereits in Abschnitt 2.6 beschrieben, wird bei kleinen Lecks im Dampferzeuger die Hydrolyse defekter Partikel nur etwa 10% des maximalen Wertes erreichen; für die übrigen Freisetzungssphänomene Graphit-Oxydation, Desorption und Auswaschung wird gleiches Verhalten bei kleinen Lecks unterstellt, da diese Phänomene in ähnlicher Weise wie die Hydrolyse von der Menge des zugeführten Wassers abhängen.

Die Menge der ins Kühlgas freigesetzten Spaltprodukte wird daher bei kleinen Lecks erwartungsgemäß 10% der Gesamtfreisetzung bei mittleren Lecks (Tab. 6) betragen. Die entsprechenden Werte sind nicht gesondert aufgeführt.

Die insgesamt, bei den verschiedenen Störfällen in das Primärkühlmittel freigesetzten Spaltprodukte können nun unter bestimmten Bedingungen in die Atmosphäre gelangen.

## 6. Spaltproduktfreisetzung in die Atmosphäre

In den untersuchten Sequenzen öffnet das Frischdampf-Sicherheitsventil aufgrund des Speisewasserdruckes und versagt in Offenstellung, so daß eine direkte Verbindung vom Primärkreis über das Dampferzeuger-Leck zur Atmosphäre besteht. Sobald der Wassereinbruch in den Primärkreis beendet ist, beginnt über diesen Pfad eine langsame Druckentlastung. Spaltprodukte, die sich im ausströmenden Primärkühlmittel befinden, werden dabei mit dem Kühlgas als Trägergas in die Atmosphäre ausgetragen.

Daneben gibt es bei großen Lecks noch eine frühzeitige, kurze Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude, wenn das Sicherheitsventil des Reaktordruckbehälters anspricht. Auch hierbei strömen mit dem Kühlmittel Spaltprodukte aus dem Druckbehälter, allerdings in das Reaktorschutzgebäude, wo sie zurückgehalten werden.

Beide Druckentlastungsmöglichkeiten waren zu modellieren.

### 6.1 Modellierung der Druckentlastungen

Das Programm OXIDE-3 enthält ein Druckentlastungsmodell, mit dem eine isentrope Strömung eines idealen Gases durch eine Öffnung mit Übergang vom kritischen zum unterkritischen Strömungsbereich berechnet werden kann [3]. Damit können Druckentlastungen des Reaktordruckbehälters über das SBB-Sicherheitsventil in das Reaktorschutzgebäude simuliert werden, bei Vorgabe der notwendigen wesentlichen thermohydraulischen Parameter. Für die zu einem späteren Zeitpunkt stattfindende langsame und vollständige Druckentlastung in die Atmosphäre wurde dieses Modell erweitert. Zusätzlich zum Erreichen des Ansprechdrucks als Öffnungssignal des Ventils wurde das Ende der Kühlung mit den Hauptkühlsystemen als Öffnungszeitpunkt eingeführt. Außerdem wurden in diesem Fall die

Daten des Reaktorschutzgebäudes (hauptsächlich Temperatur und Volumen) so abgeändert, daß dadurch eine freie Atmosphäre simuliert werden konnte. Schließlich wurden die Daten des Ventils den Ausströmbedingungen am Leck im Dampferzeuger angepaßt, allerdings ohne die Druckverluste durch Rohrlängen und die Eintritts- bzw. Austrittsdruckverluste zu berücksichtigen.

Je nach Art der Leckage im Dampferzeuger, Vorwärmer oder Überhitzer sind diese Daten unterschiedlich zu wählen (siehe Kap. 3). Mit diesen Modellen konnten für die von OXIDE-3 überdeckten Zeitabschnitte die zeitabhängigen Ausströmwerte bestimmt werden. Darüber hinaus wurden diese Werte extrapoliert.

Unter der Annahme, daß die Spaltprodukte im Kühlgas gleichverteilt sind und anteilmäßig mit dem Trägergas aus dem Druckbehälter transportiert werden, kann die Spaltproduktfreisetzung aus dem RDB berechnet werden.

## 6.2 Modell der Spaltproduktfreisetzung aus dem Reaktor-druckbehälter

Als Berechnungsgrundlage der Spaltproduktfreisetzung während der Druckentlastung dient der zeitabhängige Verlauf der freien Aktivität der Spaltprodukte im Reaktordruckbehälter. Produktionsrate, Zerfallsrate und Ausströmrates der Spaltprodukte lassen sich in einer Bilanzgleichung der freien Aktivität  $A_{\text{RDB}}(t)$  für jedes Nuklid miteinander verknüpfen [20]:

$$\frac{dA_{\text{RDB}}(t)}{dt} = -\lambda \cdot A_{\text{RDB}}(t) - f_{\text{RDB}}(t) \cdot A_{\text{RDB}}(t) + R(t).$$

Hier bedeutet  $\lambda$  die Zerfallskonstante des betrachteten Nuklids,  $f_{\text{RDB}}(t)$  die relative Ausströmrates des Kühlmittels und  $R(t)$  die zeitabhängige Produktionsrate des Nuklids, d.h. den zeitlichen Verlauf der Spaltproduktfreisetzung in das Kühlmittel.

Setzt man voraus, daß die relative Ausströmrates in geeignet zu wählenden Zeitintervallen konstant anzusetzen ist, dann läßt sie sich mit der Zerfallskonstanten zu einer effektiven Zerfallskonstanten  $\lambda_{\text{eff}}$  verknüpfen.

$$\lambda_{\text{eff}} = \lambda + f_{\text{RDB}}$$

Unter der zusätzlichen Annahme, daß auch  $R(t)$  in diesen Zeitintervallen durch einen festen mittleren Wert  $\bar{R}$  ersetzt werden darf, kann die Bilanzgleichung intervallweise gelöst werden und man erhält die zeitabhängige freie Aktivität im RDB:

$$A_{\text{RDB}, K} = A_{\text{RDB}, K-1} \cdot e^{-\lambda_{\text{eff}, K} \cdot \Delta t_K} + \bar{R}_K \frac{1 - e^{-\lambda_{\text{eff}, K} \cdot \Delta t_K}}{\lambda_{\text{eff}, K}}$$

gültig im Zeitintervall  $\Delta t_K = [t_{K-1}, t_K]$

Die aus dem Reaktordruckbehälter im Zeitintervall  $[0, t]$  integral ausgeströmte Menge an Aktivität  $A_I(t)$  verschiedener Spaltprodukte erhält man durch Integration der ausströmenden freien Aktivität  $f_{\text{RDB}}(t) \cdot A_{\text{RDB}}(t)$ :

$$A_I(t) = \int_0^t f_{\text{RDB}}(t') \cdot A_{\text{RDB}}(t') dt'$$

Zu berücksichtigen ist dabei, daß die Produktionsrate  $R(t)$  für die Edelgase aus dem Inventar  $A(0)$  des Brennstoffs, dem Anteil defekter Partikel ( $f_{\text{defekt}}$ ), dem zeitabhängigen Anteil hydrolysierter defekter Partikel  $f_{\text{hyd}}(t)$  aus OXIDE-3 und dem radioaktiven Zerfall berechnet werden muß:

$$\bar{R}_K = A(0) f_{\text{defekt}} \cdot e^{-\lambda t_K} \cdot (f_{\text{hyd}, K} - f_{\text{hyd}, K-1}) \frac{\lambda}{1 - e^{-\lambda \Delta t_K}}$$

Die mittleren Produktionsraten der metallischen Spaltprodukte können aus den integral ins Kühlgas freigesetzten Aktivitäten  $A'_I$  in OXIDE-3 berechnet werden:

$$\bar{R} = \frac{A'_{I, K+1} - A'_{I, K}}{\Delta t_K}$$

Die relative Ausströmrates  $f_{\text{RDB}}(t)$  läßt sich aus der relativen Änderung der Trägermasse  $M(t)$  bestimmen:

$$f_{\text{RDB}}(t) = \frac{dM(t)}{dt} \cdot \frac{1}{M(t)}$$

### 6.3 Ablagerung von Spaltprodukten

Bei dieser Berechnung der integral in die Atmosphäre ausgeströmten Aktivität ist weiterhin unterstellt, daß bei der Ausströmung der Spaltprodukte über den Dampferzeuger keinerlei Ablagerung eintritt, durch die die Freisetzung in die Atmosphäre herabgesetzt würde. Dies ist für die Edelgase selbstverständlich und für Jod wahrscheinlich. Bei Cäsium und Strontium steht diese Annahme im Gegensatz zur AIPA-Untersuchung.

Für die Wiederablagerung der Spaltprodukte stehen neben den Graphit- und Metalloberflächen im Core- und Plenumbereich besonders die Hilfswärmetauscher und der defekte Dampferzeuger zur Verfügung, da dort das Kühlmittel vorbeiströmt.

Da die Hilfskühlsysteme nach dem Abschalten des Hauptkühlsystems in Betrieb genommen worden sind, wird das Helium-Gasgemisch mit den freigesetzten Spaltprodukten an den kalten Hilfswärmetauschern vorbeigeführt. Dort könnten Spaltprodukte, insbesondere Jod und eventuell Cäsium und Strontium, ohne Anwesenheit von Wasserdampf nahezu vollständig ablagern. Dies wurde durch PADLOC-Rechnungen gezeigt [26]. Ob dies jedoch auch unter den hier untersuchten Umständen, d.h. hoher Wasserdampfkonzentration der Fall ist, muß bezweifelt werden und kann mit dem vorhandenen beschränkten Rechenprogramm nicht untersucht werden.

Der defekte Dampferzeuger, durch den die Druckentlastung in die Atmosphäre stattfindet, bietet die Möglichkeit zur Ablagerung von Spaltprodukten sowohl auf den primärseitigen Oberflächen wie im sekundärseitigen Ausströmpfad. Die Primärseite ist jedoch nur soweit miteinbezogen, wie das Leck im Dampferzeuger auf der Speisewasserseite liegt.

Auch hier wird die sicherlich konservative Annahme gemacht, daß unter den gegebenen Umständen, d.h. feuchte He-Atmosphäre, keine Ablagerung von Spaltprodukten im Druckentlastungspfad stattfindet; dies steht auch in Übereinstimmung mit den in Abschnitt 2.3 aufgeführten Modellannahmen zur Desorption, insbesondere von Jod.

Mit der Entwicklung geeigneter umfassender Modelle, in denen auch die Einflüsse des Wasserdampfes auf Ablagerung und Desorption der Spaltprodukte berücksichtigt werden, könnte diese Konservativität überwunden werden.

#### 6.4 Kumulative Freisetzung in die Atmosphäre

Mit den beschriebenen Modellen und Annahmen und den Spaltproduktquellen aus den OXIDE-3 Rechnungen wurde die integrale Freisetzung der Spaltprodukte in die Atmosphäre bestimmt. Hinsichtlich der mittleren und großen Lecks unterscheiden sich, wie in Kap. 5 beschrieben (Tab. 6), die Quellterme, d.h. die ins Kühlgas freigesetzten Spaltproduktmengen nur bei den durch Graphitoxydation freigesetzten Nukliden Cäsium und Strontium; die ins Kühlgas freigesetzten Edelgas- und Jodmengen sind bei beiden Leckgrößen identisch.

In der Tab. 7 sind die Erwartungswerte der in die Atmosphäre kumuliert ausgeströmten Spaltprodukte, nach Nukliden aufgeschlüsselt, für die verschiedenen Leckagegrößen und Leckageorte zusammengestellt.



Tabelle 7: Erwartete kumulierte Aktivitätsfreisetzung  
in die Atmosphäre für Wassereinbruch-  
Störfälle nach mittleren und großen Lecks im  
Dampferzeuger

Nuklid	Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre [Ci]			
	mittlere Lecks		große Lecks	
	SW-1	ÜH-1	SW-2	ÜH-2
Kr-85m	3.1 + 4	6.0 + 4	4.9 + 4	7.9 + 4
Kr-85	2.4 + 3	2.4 + 3	2.4 + 3	2.4 + 3
Kr-87	1.6 + 4	4.5 + 4	3.3 + 4	8.9 + 4
Kr-88	5.7 + 4	1.3 + 5	9.8 + 4	1.9 + 5
Xe-133m	7.7 + 3	8.4 + 3	8.1 + 3	8.6 + 3
Xe-133	2.9 + 5	3.0 + 5	3.0 + 5	3.1 + 5
Xe-135m	5.7 + 2	2.0 + 3	2.4 + 3	1.1 + 4
Xe-135	1.9 + 4	2.9 + 4	2.5 + 4	3.3 + 4
Xe-137	4.8 + 1	1.5 + 2	1.9 + 3	9.1 + 3
Xe-138	2.7 + 3	9.4 + 3	1.2 + 4	5.7 + 4
J-131	1.9 + 4	1.9 + 4	1.9 + 4	1.9 + 4
J-132	5.4 + 3	1.3 + 4	9.4 + 3	1.9 + 4
J-133	2.5 + 4	3.1 + 4	2.9 + 4	3.3 + 4
J-135	1.3 + 4	2.1 + 4	1.8 + 4	2.5 + 4
Sr-89	2.2 + 3	2.3 + 3	8.9 + 3	9.1 + 3
Sr-90	1.9 + 3	1.9 + 3	1.9 + 3	1.9 + 3
Cs-134	1.8 + 4	1.8 + 4	2.1 + 4	2.2 + 4
Cs-137	4.2 + 4	4.2 + 4	3.7 + 4	3.9 + 4
(3.1 + 4 bedeutet $3.1 \cdot 10^4$ )				

Hinsichtlich der in der Atmosphäre kumulierten Aktivität konkurrieren die Zerfallskonstanten der einzelnen Nuklide mit dem Ausströmparameter bei verschiedenen Leckquerschnitten. Bei großen Halbwertszeiten, d.h. kleinen Zerfallskonstanten, ist die kumulierte Aktivität unabhängig von der Geschwindigkeit der Ausströmung, d.h. dem Leckquerschnitt.

Wie zu erwarten ist, machen sich die unterschiedlichen Ausström- bzw. Leckquerschnitte (Tab. 5) und der unterschiedliche Beginn der Ausströmung (20 min nach Störfallbeginn bei mittleren bzw. 4 min bei großen Lecks) nur bei Nukliden mit kürzeren Halbwertszeiten deutlich bemerkbar, da dann der radioaktive Zerfall der Spaltprodukte im Primärkreis relativ schneller voranschreitet als die Ausströmung in die Atmosphäre.

Dies trifft auf die Nuklide Kr-87, Kr-88, Xe-135m, Xe-137, Xe-138 und J-132 zu. Vergleicht man die ausgeströmten Aktivitäten der verschiedenen aufgeführten Lecks in Tab. 6-1 mit den Werten des mittleren Lecks auf der Speisewasserseite, dann läßt sich feststellen, daß der Unterschied in den ausgeströmten Aktivitäten gegenüber den mittleren Lecks auf der Überhitzerseite immer geringer als der Faktor 4 ist. Dies gilt auch für das große Leck auf der Speisewasserseite. Die Unterschiede gegenüber dem großen Leck auf der Überhitzerseite sind zum Teil erheblich größer. Man muß jedoch dabei berücksichtigen, daß die großen Lecks in ihrer Eintrittshäufigkeit deutlich unwahrscheinlicher sind als die mittleren Lecks und zum anderen die großen Unterschiede in den ausgeströmten Aktivitäten gerade bei den Nukliden auftreten, deren radiologische Bedeutung bei der Bewertung der Auswirkungen des Störfalles geringer ist. Damit ist die verstärkte kumulative Freisetzung kurzlebiger Nuklide in die Atmosphäre nicht so gravierend wie die rein zahlenmäßigen Unterschiede es erscheinen lassen. Eine Ausnahme bildet vielleicht Kr-88.

Wie bereits erwähnt, wird die Freisetzung von Cäsium und Strontium in die Atmosphäre nicht allein durch die unterschiedlichen Ausströmbedingungen zwischen mittleren und großen Lecks bestimmt, sondern auch durch die bei großen Leckagen schneller ablaufende Graphit-Oxydation, eine Konsequenz des etwas unterschiedlichen Ablaufs des Störfalls (Kap. 4). Dadurch und durch die frühe, teilweise Druckentlastung in das RSG bei großen Lecks, die einen Teil der spontan durch Desorption freigesetzten Aktivitäten, d.h. Jod, Strontium und Cäsium, in das RSG befördert (Tab. 8), ergibt sich bei der Freisetzung von Cäsium und Strontium in die Atmosphäre kein einheitliches Bild der Freisetzung in Abhängigkeit von der Leckgröße.

So zeigt sich bei Sr-89 eine Anhebung der Freisetzung bei großen Lecks gegenüber mittleren Lecks, während sich bei Cs-137 eine geringe Absenkung einstellt, eine Auswirkung der frühen, teilweisen Druckentlastung und der Dominanz der Desorption bei der Freisetzung von Cs-137 auch bei großen Lecks, während bei Sr-89 bei großen Lecks die Freisetzung durch Graphit-Oxydation dominiert.

Da die Freisetzung von Jod aufgrund der Hydrolyse für alle Jodisotope deutlich über der Freisetzung durch Desorption und Auswaschung liegt, ergibt sich hier ein einheitliches Bild bezüglich der unterschiedlichen Leckgrößen.

Die Freisetzung von Spaltprodukten in die Atmosphäre bei mittleren Lecks im Vorwärmer des Dampferzeugers soll kurz angegeben werden.

In der Freisetzung der Edelgase dominiert Xe-133 mit  $2.9 \cdot 10^5$  Ci, gefolgt von Kr-88 mit  $5.7 \cdot 10^4$  Ci und Kr-85m mit  $3.1 \cdot 10^4$  Ci. Die Werte für Kr-87 und Xe-135 liegen mit  $1.6 \cdot 10^4$  und  $1.9 \cdot 10^4$  Ci noch knapp über  $10^4$  Ci; die Werte der übrigen Edelgasisotope liegen mit einigen  $10^3$  Ci oder weniger darunter.

Die Jodisotope J-131 und J-133 werden mit  $1.9 \cdot 10^4$  Ci und  $2.5 \cdot 10^4$  Ci fast quantitativ - bezogen auf ihre Freisetzung ins Kühlgas - freigesetzt; J-132 und J-135 liegen mit  $5.4 \cdot 10^3$  Ci und  $1.3 \cdot 10^4$  Ci etwas niedriger.

Die Freisetzung der Strontium- und Cäsiumisotope ist ebenfalls quantitativ:  $2.2 \cdot 10^3$  Ci Sr-89 und  $1.9 \cdot 10^3$  Ci Sr-90 sowie  $1.8 \cdot 10^4$  Ci Cs-134 und  $4.2 \cdot 10^4$  Ci Cs-137.

#### 6.5 Spaltproduktfreisetzung in das Reaktorschutzgebäude

Da die Freisetzung von Spaltprodukten in das Reaktorschutzgebäude während der frühen, kurzzeitigen Druckentlastung des Reaktordruckbehälters über das Sicherheitsventil bei großen Lecks rechnerisch in gleicher Weise behandelt wurde wie die oben beschriebene Freisetzung in die Atmosphäre, sollen die dabei kumulativ in das Reaktorschutzgebäude freigesetzten Spaltprodukt-Aktivitäten hier kurz angegeben werden (Tab. 8). Es zeigt sich, daß diese Werte für Jod, Strontium und Cäsium etwa eine Größenordnung niedriger sind als die in der Atmosphäre akkumulierten Aktivitäten, während bei den Edelgasen der Anteil kleiner als 1% ist. Der Grund ist in dem zeitlichen Freisetzungsverlauf der Desorption/Auswaschung zu suchen.

Zum Zeitpunkt der Druckentlastung (~100-200 sec nach Störfallbeginn) ist die Hydrolyse defekter Partikel noch kaum zum Tragen gekommen und auch die Graphitoxydation hat dann erst etwa 1% ihres Maximalwertes - gemessen am umgesetzten Graphit - erreicht (Abb. 10). Beide Phänomene können deshalb auch kaum Beiträge zur Spaltproduktfreisetzung in das Reaktorschutzgebäude liefern.

Anders die desorbierten Spaltprodukte Jod, Strontium und Cäsium und das abgewaschene Jod. Diese Spaltprodukte werden modellgemäß spontan zu Beginn des Störfalles in das Kühlgas freigesetzt und können deshalb zum Zeitpunkt der Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude bereits ihrer Aktivität und dem Kühlgasstrom entsprechend dorthin freigesetzt werden.

Tabelle 8: Integral während der Druckentlastung bei großen Lecks in das Reaktorschutzgebäude austretende Aktivitäten

Nuklid	In das RSG aus- strömende Aktivität $\overline{[Ci]}$
Kr-85m	1.8 + 2
Kr-85	1.0 + 0
Kr-87	2.1 + 2
Kr-88	4.1 + 2
Xe-133m	5.1 + 0
Xe-133	2.1 + 2
Xe-135m	6.3 + 1
Xe-135	1.4 + 2
Xe-137	7.4 + 1
Xe-138	1.0 + 2
J-131	6.5 + 2
J-132	6.1 + 2
J-133	4.8 + 2
J-135	2.2 + 2
Sr-89	2.6 + 2
Sr-90	2.9 + 2
Cs-134	2.7 + 3
Cs-137	6.5 + 3

Da nicht mit Folgeschäden des Reaktorschutzgebäudes zu rechnen ist - die Konzentrationen von CO und H<sub>2</sub> aus der Graphitoxidation sind viel zu gering - bleiben diese Spaltprodukte dort eingeschlossen und haben Zeit, sich dort wieder abzulagern, insbesondere Jod infolge des kondensierenden Wasserdampfes. Da das Modell der spontanen Freisetzung desorbierter/abgewaschener Spaltprodukte hier außerdem zu überschätzten Freisetzungswerten führt, werden diese Spaltprodukte in der folgenden Betrachtung nicht weiter berücksichtigt.

#### 6.6 Zeitabhängige Freisetzung in die Atmosphäre

In den Abb. 11 und 12 sind die zeitlichen Anstiege der kumulativen Aktivität am Ort des Austritts in die Atmosphäre für mittlere und große Lecks zu finden. Es sind jeweils Leckagen auf der Speisewasserseite des Dampferzeugers betrachtet und nur die radiologisch wichtigsten Nuklide aufgeführt.

Die Zeitspanne vom Beginn des Störfalls bis zum Zeitpunkt, an dem der größte Teil der Spaltprodukte in die Atmosphäre freigesetzt ist, beträgt im Fall der mittleren Lecks etwa 24 h und im Fall der großen Lecks etwa 10 h. Diese Zeiträume werden kürzer, wenn man Leckagen auf der Überhitzerseite des Dampferzeugers untersucht; die überwiegende Freisetzung erfolgt dann bereits in ~8 h bzw. 2 h.

Wie zu erwarten ist, ist die Freisetzung der kurzlebigen Nuklide (z.B. Kr-88) relativ früher beendet als die der langlebigen; dies trifft allerdings für große Leckagen weniger zu als für mittlere Leckagen.

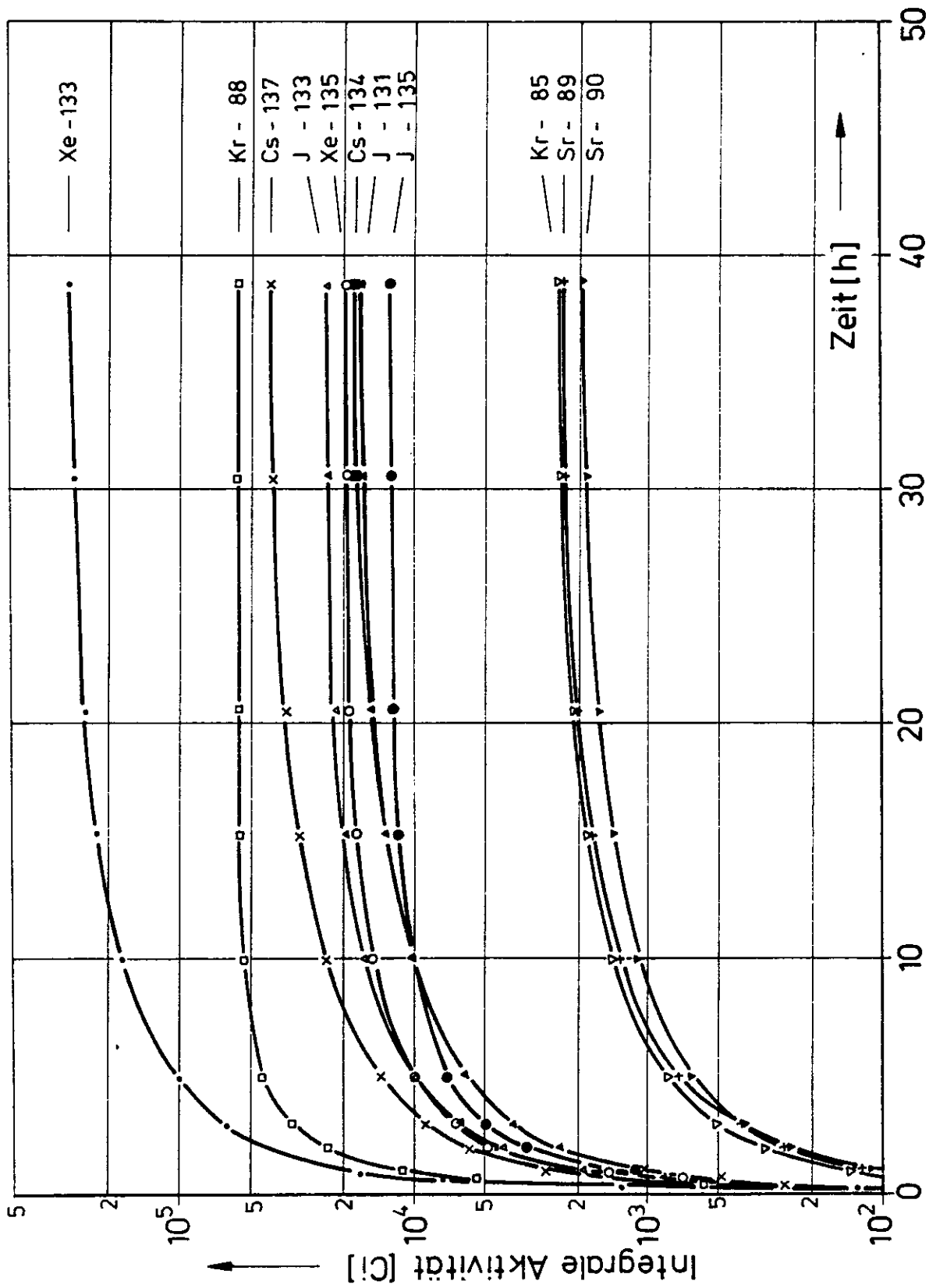


Abb. 11: Integrale zeitabhängige Freisetzung von Spaltprodukten bei einem Wassereinbruch nach mittleren Lecks im Dampferzeuger

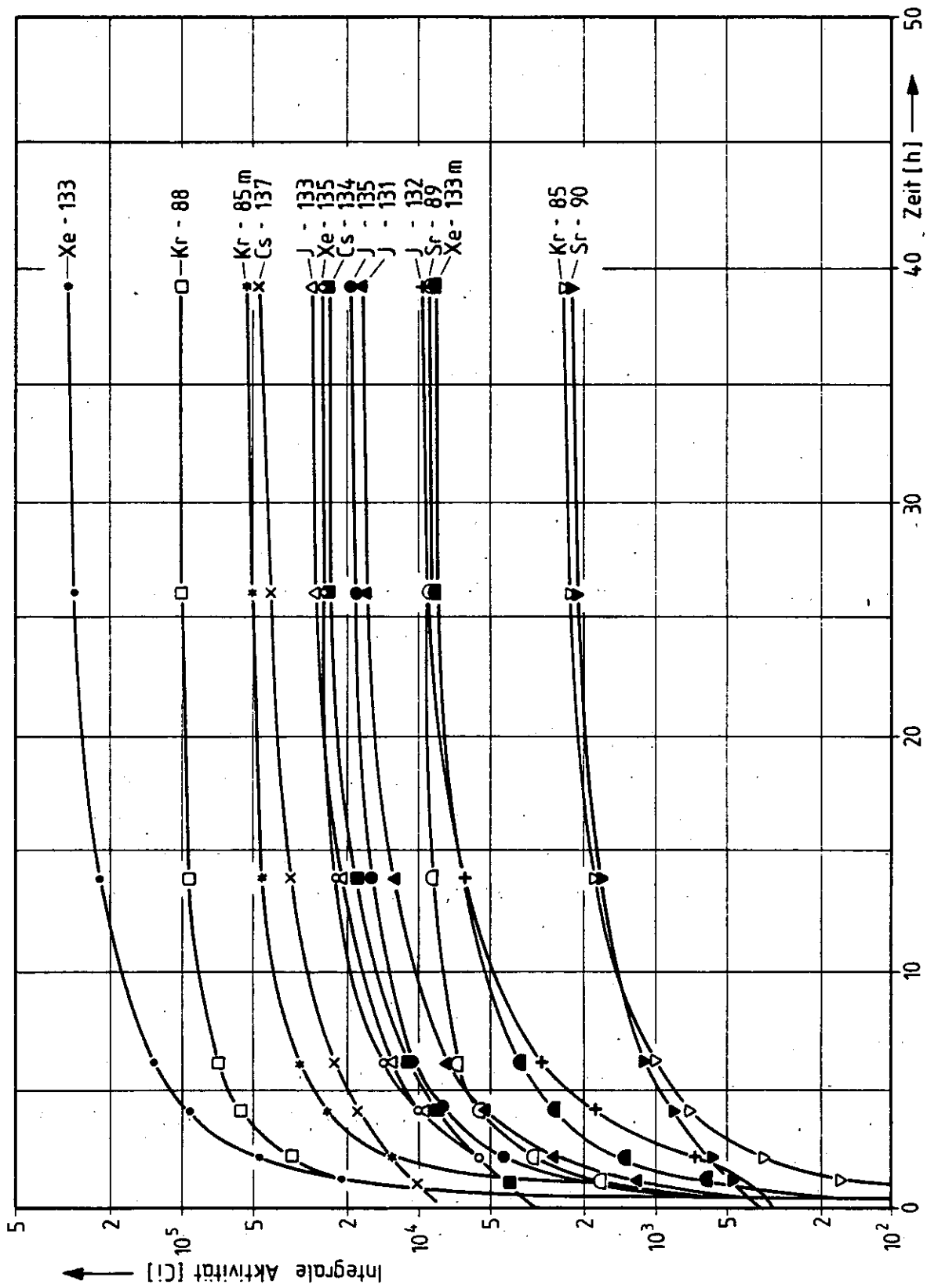


Abb. 12: Integrale zeitabhängige Freisetzung von Spaltprodukten bei einem Wassereinbruch nach großen Lecks im Dampferzeuger



### 6.7 Freisetzung in die Atmosphäre bei kleinen Lecks

Die Freisetzung von Spaltprodukten in die Atmosphäre wird bei kleinen Lecks zum einen durch die geringere Freisetzung von Spaltprodukten ins Kühlgas bestimmt und zum anderen durch die erheblich langsamere Ausströmung in die Atmosphäre. Hinzu kommt jedoch noch die Möglichkeit, durch aktive Maßnahmen die freigesetzte Menge an Spaltprodukten zusätzlich zu begrenzen. Wie in Abschnitt 2.6 bereits festgestellt wurde, geht man bei Störfällen mit kleinen Lecks davon aus, daß weniger als 1000 kg Wasser bzw. Wasserdampf in den Primärkreis eindringen, die zu einer Freisetzung von Spaltprodukten ins Kühlgas führen, die bei 10% der Freisetzung bei mittleren Lecks erwartet wird. Damit muß die Freisetzung in die Atmosphäre bei kleinen Lecks bereits eine Größenordnung unter der mittlerer Lecks liegen. Da außerdem die Ausströmung in die Atmosphäre sehr langsam vor sich geht, man muß mit 100 h und mehr rechnen, werden vorzugsweise die Spaltprodukte mit langen Halbwertszeiten freigesetzt, also Kr-85, Xe-133, J-131, J-133 und die Strontium- und Cäsiumisotope.

Die unter diesen Bedingungen zu erwartende kumulierte Aktivität in der Atmosphäre bei kleinen Lecks ist in der Tab. 9 in der rechten Spalte "ungehinderte Ausströmung" zusammengestellt. Diese Werte sind auf der Basis der kumulierten Freisetzung bei mittleren Lecks abgeschätzt unter der Berücksichtigung der kleinen Quellterme und der langsamen Ausströmung, d.h. Vernachlässigung von Nukliden mit kürzeren Halbwertszeiten.

Die langsame Ausströmung bietet natürlich die Chance, durch gezielte, aktive Maßnahmen die Menge der ausströmenden Spaltprodukte zu begrenzen. Dies ist dadurch möglich, daß man bald nach Störfalleintritt damit beginnt, das Kühlmittel und die darin befindlichen Spaltprodukte über die Helium-Reinigungsanlage in das Reingaslager abzupumpen. Die Wahrscheinlichkeit, daß diese Maßnahme gelingt, ist relativ hoch

Tabelle 9: Erwartete kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre bei Wassereinbruch-Störfällen nach kleinen Lecks im Dampferzeuger. Die Werte sind ohne Ausströmrechnung auf der Basis der ins Kühlgas freigesetzten Aktivität abgeschätzt.

Nuklid	Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre [Ci]	
	Abpumpen von Kühlmittel	ohne Gegenmaßnahmen
Kr-85	$\sim 2 \cdot 10^2$	$\sim 2 \cdot 10^3$
Xe-133	$< 3 \cdot 10^3$	$< 3 \cdot 10^4$
J-131	$< 2 \cdot 10^2$	$< 2 \cdot 10^3$
J-133	$< 3 \cdot 10^2$	$< 3 \cdot 10^3$
Sr-89	$\sim 2 \cdot 10^1$	$\sim 2 \cdot 10^2$
Sr-90	$\sim 2 \cdot 10^1$	$\sim 2 \cdot 10^2$
Cs-134	$\sim 2 \cdot 10^2$	$\sim 2 \cdot 10^3$
Cs-137	$\sim 4 \cdot 10^2$	$\sim 4 \cdot 10^3$

(s. Kap. A.2); es muß jedoch sichergestellt sein, daß die Hilfskühlsysteme in Betrieb gegangen sind und in Betrieb bleiben. Diese aktive Maßnahme, die in Konkurrenz zur Ausströmung in die Atmosphäre abläuft, ist nach etwa 20 h abgeschlossen und es ist davon auszugehen, daß dann etwa 90% des ursprünglichen Primärkreisinventars an Kühlgas ins Reingaslager abgepumpt werden konnten, so daß nur 10% des Kühlgases und damit auch nur 10% der Spaltprodukte in die Atmosphäre entweichen können. Die dann freigesetzten kumulierten Aktivitäten sind in der Tab. 9 in der linken Spalte zusammengestellt; die Werte sind in diesem Fall dann 2 Größenordnungen kleiner als die bei mittleren Lecks.

#### 7. Kernaufheizung nach Dampferzeugerlecks

In den vorangegangenen Abschnitten wurden ausschließlich Wassereinbruchstörfälle behandelt, bei denen vorausgesetzt war, daß die Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem ordnungsgemäß gewährleistet ist.

In diesem Abschnitt sollen nun Ereignisketten untersucht werden, die ebenfalls von einem Dampferzeugerleck ausgelöst werden, dann jedoch mit Ausfall der Nachwärmeabfuhr einschließlich eines möglichen Versagens der Linerkühlung in Ketten mit Kernaufheizung einmünden. Es soll insbesondere untersucht werden, ob und, wenn ja, welchen Kernaufheiz-Kategorien diese Ereignisketten zuzuordnen sind und welche Beiträge sie innerhalb der einzelnen Kategorien zum Freisetzungsrisiko liefern.

Ereignisketten, die nacheinander Wassereinbruch und Kernaufheizung enthalten, stellen sehr hohe Anforderungen an die Untersuchungsmethoden, da beide Problemkreise zusammen untersucht werden müssen.

Analyseprogramme für die einzelnen Problemkreise sind unabhängig voneinander entwickelt worden, so daß zur Zeit der Untersuchung keine Möglichkeit bestand, derart komplexe Abläufe adäquat zu analysieren [3,23,24].

Deshalb wurden die Abläufe und Ergebnisse der Einzeluntersuchungen von Kernaufheizstörfällen und Wassereinbruchsstörfällen so miteinander verknüpft, daß plausible Szenarien der kombinierten Störfälle entstanden, deren Auswirkungen dann abgeschätzt werden konnten.

Die Unsicherheiten dieser Vorgehensweise sind daher zum großen Teil modellbedingt und erscheinen nicht in den Unsicherheitsfaktoren der entsprechenden Kategorie; sie sind so zu interpretieren, daß es sich bei den Abschätzungen um die Angabe oberer Grenzen der Auswirkungen handelt.

Die wichtigsten an dieser Stelle zu untersuchenden Ereignisketten sind in zwei Untergruppen zusammengefaßt.

Die erste Gruppe enthält Ketten, bei denen eine korrekte Absperrung des defekten Dampferzeugers den Einbruch größerer Mengen Wasser in den Primärkreis und die Freisetzung von Spaltprodukten unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes verhindert, so daß es sich hierbei im Prinzip um verzögerte Kernaufheizungen mit anderen als den sonst üblichen auslösenden Ereignissen handelt. Diese Ereignisketten sind in der Tab. 10 zusammengestellt.

Die zweite Gruppe enthält alle Ereignisketten mit nicht funktionierender Absperrung des defekten Dampferzeugers, anschließender Kernaufheizung und Freisetzung von Spaltprodukten unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes. Sie sind in der Kategorie WE3 zusammengefaßt.

In beiden Gruppen besitzen die Ketten mit kleinen Lecks als auslösendem Ereignis die größte Häufigkeit; Ketten mit großen Lecks können wegen ihrer geringen Häufigkeit ganz vernachlässigt werden.

### 7.1 Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung über das Reaktorschutzgebäude

In dieser Gruppe von Ereignisketten wird nach dem Eintritt des Lecks im Dampferzeuger dieser auf der Speisewasserseite und auf der Frischdampfseite korrekt abgesperrt, wodurch das Folgeversagen des Frischdampf-Sicherheitsventils ausgeschlossen ist. Der Wassereinbruch ist so nur von kurzer Dauer und die in den Primärkreis strömenden Wassermengen für die Betrachtung der Auswirkungen dieser Störfälle unerheblich.

Die Gesamtheit dieser Ereignisketten wurde im Kapitel A.2 für jede Leckklasse zu jeweils einer Ereigniskette  $L_{KKA}$ ,  $L_{MKA}$ ,  $L_{GKA}$  zusammengefaßt. Deren Verzweigungen bezüglich der Liner- kühlung und des Versagens des Reaktorschutzgebäudes entsprechen dann den üblichen Kernaufheizketten und sind dementsprechend in der Tab. 10 den Kategorien der "normalen" Kernaufheizungen zugeordnet.

Die Ereignisketten nach kleinen Lecks stellen dabei einen Beitrag zwischen 4% und 6% der Gesamthäufigkeit der Kategorien, die Ereignisketten nach mittleren Lecks tragen weniger als 1% dazu bei, während die Ketten nach großen Lecks keinen nennenswerten Beitrag stellen.

### 7.2 Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes

Diese Ereignisketten sind in der Kategorie WE-3 zusammengefaßt (s. Tab. 12). Hierbei sind gegenüber den "normalen" Kernaufheizungen zwei für den Wassereinbruch typische Umstände zu beachten.

Zum einen kommt es durch die fehlerhafte Dampferzeugerabsperrung zum Folgeversagen des Frischdampf-Sicherheitsventils, an das sich eine Druckentlastung des Primärkreises unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes anschließt.

Kategorie	Ereigniskette	Vorkühlung	Druckentlastung im RSG	Inler Kühlung	Beginn d. Betonzer- setzung	A b l a u f			Summenhäufigkeit/(Un- sicherheitsfaktor)/An- teil an KA-Kategorie
						Dichtigkeit RSG	Rückhaltung der Spaltprodukte im RDB	im RSG	
KA 2	L <sub>KKA</sub> CD	bis 20 min	5-11 h	95-105h	105-115 h	kein Abschluß	schlecht	schlecht	$7 \cdot 10^{-9}$ (33) 4%
KA 3	L <sub>KKA</sub> D L <sub>MKA</sub> D	bis 20 min	5-11 h	immer	keine	kein Abschluß	gut	schlecht	$3 \cdot 10^{-8}$ (11) <6%
KA 5	L <sub>KKA</sub> CV L <sub>MKA</sub> CV	bis 20 min	5-11 h	95-105h	105-115 h	170-180 h	schlecht	mäßig-gut	$4,5 \cdot 10^{-6}$ (22) <7%
KA 7	L <sub>KKA</sub> CG L <sub>MKA</sub> CG L <sub>GKA</sub> CG	bis 20 min	5-11 h	95-105 h	105-115 h	530-540 h	schlecht	gut	$2 \cdot 10^{-5}$ (15) <7%
KA 8	L <sub>KKA</sub> L <sub>MKA</sub> L <sub>GKA</sub>	bis 20 min	5-11 h	immer	keine	geringe Leckage	gut	sehr gut	$7,5 \cdot 10^{-5}$ (7) <7%

Tabelle 10: Kategorienzuoordnung der Kernaufheizstörfälle nach Dampferzeugerlecks mit Spaltprodukt-Freisetzung über das Reaktorschutzgebäude

Diese frühzeitige Druckentlastung führt auch dazu, daß der Ablauf des weiteren Störfalls je nach Leckgröße von dem Kernaufheizstörfall mit intakter Kernkühlung abweicht.

Der zweite Punkt betrifft die Spaltproduktfreisetzung. Da frühzeitig ein Leck in der Umgebung vorhanden ist, können neben den für den Wassereinbruch typischen Spaltprodukten auch die in dieser Zeit durch die Kernaufheizung ins Kühlgas gelangten Spaltprodukte teilweise in die Umgebung freigesetzt werden. Die Menge der dabei freigesetzten Spaltprodukte hängt von der Leckgröße, d.h. der ausströmenden Menge Kühlgas und von der Freisetzungsgeschichte der Spaltprodukte ab.

Im weiteren werden nun nur noch die Störfälle nach kleinen Lecks eingehender betrachtet, da sie in der Kategorie WE-3 mit 80% den Hauptbeitrag stellen (Tab. 12).

Der Ablauf einer Kernaufheizung der Kategorie WE-3 nach einem kleinen Leck im Dampferzeuger stellt sich schematisch folgendermaßen dar.

Die Leckage von Kühlmittel aus dem Primärkreis in die Umgebung ist auch bei kleinen Lecks im Dampferzeuger und geöffnetem Frischdampfsicherheitsventil immer noch so groß, daß ein Druckanstieg in den Reaktordruckbehälter verhindert wird, trotz steigender Temperaturen im Druckbehälter und trotz der zugeströmten Wassermenge (<1000 kg).

Der Druck wird im Gegenteil solange langsam abfallen, bis die Temperaturen im Druckbehälter so hoch sind, daß im Falle eines Versagens des Linerkühlsystems und des Liners die Zersetzung von Beton beginnt. Dieser Zeitpunkt liegt bei etwa 105 h (siehe Fachband II /B.2).

Die bei der Betonzersetzung frei werdenden Gase Kohlendioxyd und Wasserdampf und deren Folgeprodukte nach teilweiser Reaktion mit dem Kerngraphit CO und H<sub>2</sub> führen zu einem verhältnismäßig schnellen Druckanstieg im Primärkreis, so daß nach etwa 120 h der Ansprechdruck des Sicherheitsventils (52,9 bar) erreicht wird, dies öffnet und wegen der hohen Temperaturen

des ausströmenden Gases in Offenstellung versagt. Es folgt eine schnelle Druckentlastung auf etwa 2,4 bar in das Reaktorschutzgebäude. Danach wird der Druck in dem zusammenhängenden System Reaktorschutzgebäude/Reaktordruckbehälter langsam ansteigen, wobei gleichzeitig und kontinuierlich ein geringer Bruchteil der Gase über das Leck im Sekundärkreis ausströmt. Die weitere Störfallgeschichte entwickelt sich dann so wie bei den "normalen" Kernaufheizungen. Es kommt möglicherweise zum Versagen des Reaktorschutzgebäudes durch Abbrennen der brennbaren Gase oder durch Überdruck.

Da es sich bei diesem Störfallablauf um eine verzögerte Kernaufheizung mit direkter Leckage in die Umgebung handelt, wird er der Kernaufheiz-Kategorie KA-2 zugeordnet, bei der nach der Druckentlastung in das offene Reaktorschutzgebäude gleichfalls eine frühe Leckage in die Umgebung vorliegt.

Die Spaltproduktfreisetzung stellt sich bei diesem Ablauf schematisch wie folgt dar. In den ersten Stunden des Störfalls werden Spaltprodukte in gleichem Umfang und aus gleicher Ursache ins Kühlgas freigesetzt wie bei Wassereinbruch-Störfällen mit intakter Kernkühlung nach kleinen Lecks, d.h. hauptsächlich Edelgase und Jod durch Hydrolyse defekter  $UC_2$ -Partikel und Jod, Strontium und Cäsium durch Desorption abgelagerter Spaltprodukte. Die entsprechenden integralen, in die Umgebung freigesetzten Werte sind aufsummiert über den gesamten Zeitraum der Druckentlastung (~100 h) und ohne Abzug von Kühlgas in das Reingaslager in der Tabelle 9 zu finden. Nur ein Teil davon wird in den ersten 5 bis 10 h in die Umgebung freigesetzt.

Sobald die steigenden Temperaturen im Kern nach etwa 10-15 h die Freisetzung von Edelgasen und Halogenen aus den Partikeln ins Kühlgas bewirken, können auch diese entsprechend den Auströmverhältnissen kontinuierlich in die Umgebung freigesetzt werden. Hierbei handelt es sich um, über den gesamten Zeitraum bis zum Beginn der Betonzersetzung bzw. Druckentlastung integrierte, zum Teil erhebliche Mengen an Spaltprodukten.



Die Freisetzung von Cäsium und Strontium ins Kühlgas beginnt erst später, so daß ihre Freisetzung in die Umgebung nur zum Teil in den Zeitraum bis zur Betonzersetzung oder Druckentlastung ins Reaktorschutzgebäude fällt. Trotzdem sind auch hier relativ hohe Freisetzungswerte zu erwarten.

Mit der Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude ist die Spaltproduktfreisetzung in die Umgebung im wesentlichen beendet, da zum einen die Leckage in die Umgebung erheblich geringer ist und zum anderen im Reaktorschutzgebäude die Spaltprodukte sich (bis auf die Edelgase) gut ablagern können und zurückgehalten werden.

Bei der Abschätzung der oberen Grenze der möglichen Freisetzung von Spaltprodukten bei diesem Störfall müssen nun verschiedene gegensätzliche Gesichtspunkte beachtet werden.

Auf der einen Seite kann wegen der Kernaufheizung kein Kühlgas über die Heliumreinigungsanlage in das Reingaslager abgezogen werden, und die hohe Rückhaltewirkung des Reaktorschutzgebäudes kommt erst nach der Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude voll zur Wirkung.

Auf der anderen Seite ist zu beachten, daß die Kernaufheizung bei diesem Störfall in der ersten Phase bis zur Druckentlastung in das Reaktorschutzgebäude über einen langen Zeitraum "unter Druck" oder zumindest "unter Teildruck" stattfindet. Dadurch ist eine gute Naturkonvektion gewährleistet, die ihrerseits wieder für eine gute Wärmeübertragung an den Liner sorgt, wodurch die Temperaturen zwar langsamer steigen bzw. sich gleichmäßiger verteilen und die Spaltprodukte langsamer ins Kühlgas freigesetzt werden, andererseits aber der Liner auch früher versagen kann und so zu einer früheren Druckentlastung führt. Die Folge wäre eine Überschätzung der in die Umgebung freigesetzten Spaltproduktmengen.

Die gute Konvektion bedeutet auch, daß alle Bypässe gut durchströmt werden, wodurch zumindest zu Beginn der Freisetzung, bei geringer Spaltproduktkonzentration, große Flächen zur Ablagerung zur Verfügung stehen.

Da auch die geringe Wassermenge (<1 t) bald durch Graphitoxidation verbraucht sein wird und das Kühlgas dann trocken ist, wird die Desorption, vor allen Dingen von Jod, keine Rolle spielen.

Alle oben genannten Gesichtspunkte werden insbesondere im Fall des Jod zu einer deutlichen Reduzierung der Freisetzung führen; sie sind in einer Verringerung der Jodfreisetzung um eine Größenordnung zusammengefaßt worden.

Unter der Berücksichtigung der Rückhaltung im Reaktordruckbehälter, die bei den normalen Kernaufheizstörfällen durch die sog. Entweichfaktoren (Fachband II /B.2) beschrieben wurde, kommt man für die Kategorie WE-3 zu den in der Tab. 11 zusammengestellten Freisetzungswerten.

Nuklid	Integrale Spaltproduktfreisetzung in Ci		
	KA-2	WE-3	
		Wassereinbruch	Kernaufheizung
Kr, Xe	$10^8$	$3 \cdot 10^4$	$1,3 \cdot 10^8$
J	$10^6$	$5 \cdot 10^3$	$4 \cdot 10^6$
Sr-89	$10^6$	$2 \cdot 10^2$	$1,1 \cdot 10^6$
Sr-90	$7 \cdot 10^4$	$2 \cdot 10^2$	$6 \cdot 10^4$
Cs	$3 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^3$	$8 \cdot 10^5$

**Tabelle 11:** Abgeschätzte kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes bei Kernaufheizungen nach kleinen Lecks im Dampferzeuger, aufgeteilt nach Wassereinbruch und Kernaufheizung

Dabei sind die Werte aus dem auslösenden Wassereinbruch getrennt aufgeführt; sie sind gegenüber den Werten, die sich aus der anschließenden Kernaufheizung ergeben, zu vernachlässigen.

Vergleicht man die für WE-3 abgeschätzten Freisetzungswerte mit denen der zugeordneten Kategorie KA-2, dann läßt sich feststellen, daß die Werte ähnlich oder zumindest in der gleichen Größenordnung liegen.

Bei Krypton/Xenon ergibt sich ein Wert von  $\sim 1.3 \cdot 10^8$  Ci gegenüber  $10^8$  Ci. Jod wird zu  $< 4 \cdot 10^6$  Ci freigesetzt gegenüber  $10^6$  Ci, wobei die gegenüber dem normalen Wassereinbruch verbesserte Rückhaltefähigkeit bereits in Rechnung gestellt ist. Die Strontiumfreisetzung ist in etwa gleich hoch,  $\sim 10^6$  Ci Sr-89 und  $6 \cdot 10^4$  Ci Sr-90, während die Cäsiumfreisetzung bei WE-3 mit  $< 8 \cdot 10^5$  Ci etwas über der von KA-2 liegt ( $3 \cdot 10^5$  Ci).

Es sollte hier jedoch noch einmal betont werden, daß es sich bei den angegebenen Werten um obere Abschätzungen und nicht um Erwartungswerte handelt.

#### 8. Ergebnisse der Freisetzungskategorien

Die Ergebnisse der Untersuchung von Auswirkungen der Wassereinbruch-Störfälle nach Dampferzeugerlecks sind in der Tab. 12 nach Freisetzungskategorien geordnet, integral und zeitabhängig zusammengestellt.

Die einzelnen Kategorien sind durch Kurzbeschreibungen der wichtigen Merkmale charakterisiert. Neben der Summenhäufigkeit der Kategorien sind die Ereignisketten mit ihren Beiträgen aufgeführt und anschließend für die Spaltprodukte Xe-Kr, J, Sr-89, Sr-90 und Cs die freigesetzten Aktivitäten für die Zeitpunkte 1,5 h und 14 h und integral für  $> 25$  h angegeben. Bei den Kategorien WE 2' und WE 2" sind die Ereignisketten  $L_K G$  und  $L_K GK$  in Klammern gesetzt, da ihre Wassereinbruchsmengen sehr klein sind und infolgedessen auch ihre Spaltproduktfreisetzung im Vergleich zu den übrigen Ketten der Kategorien sehr klein ist; sie sind daher nicht in die Summenhäufigkeit miteinbezogen.

Freisetzungskategorie		Summenhäufigkeit pro Reaktor-Jahr Ereignisketten (Unsicherheitsfakt.)	Zeit in Stunden	Kumulierte Freisetzung in Curie				
Nr.	Beschreibung			Kr-Xe	J	Sr-89	Sr-90	Cs
WE-1	Mittlere Lecks; ca. 16 t Wasser im Primärkreislauf. Freisetzung über Sekundär- kreislauf	$8.4 \cdot 10^{-5}$ (25) $L_{FJ}$ 100 % $L_{MCFJ}$ - $L_{MEG}$ <1 %	1.5 14 >25	$2 \cdot 10^4$ $3 \cdot 10^5$ $4 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^3$ $4 \cdot 10^4$ $6 \cdot 10^4$	$10^2$ $10^3$ $10^3$ $2 \cdot 10^3$	$10^2$ $10^3$ $10^3$ $2 \cdot 10^3$	$4 \cdot 10^3$ $4 \cdot 10^4$ $4 \cdot 10^4$ $6 \cdot 10^4$
WE-2'	Vorwiegend kleine Lecks; weniger als 1 t Wasser im Primärkreislauf. Kühl- mittelabzug ins Reingas- lager, langsame Frei- setzung über Sekundär- kreislauf.	$1 \cdot 10^{-3}$ (12) $L_{EG}$ 94 % $L_{MJ}$ 6 % $L_{MCEG}$ $L_K$ ( $L_K$ ) <sup>1</sup>	1.5 14 >25	$\sim 10^2$ $\sim 10^3$ $\sim 3 \cdot 10^3$	$\sim 10^1$ $\sim 10^2$ $\sim 5 \cdot 10^2$	- $10^1$ $<10^2$ $<10^2$	- $10^1$ $<10^2$ $<10^2$	$\sim 10^1$ $\sim 10^2$ $\sim 10^3$ $\sim 10^3$
WE-2"	Wie WE-2', aber kein Kühl- mittelabzug	$3.12 \cdot 10^{-5}$ (21) $L_{EGK}$ 80 % $L_{MEJ}$ 19 % $L_{MJ}$ 1 % ( $L_K$ ) <sup>1</sup>	1.5 14 >100	$\sim 10^3$ $10^4$ $\sim 3 \cdot 10^4$	$\sim 10^2$ $\sim 10^3$ $\sim 10^3$ $\sim 5 \cdot 10^3$	$10^1$ $\sim 10^2$ $\sim 10^2$ $<10^3$	$10^1$ $\sim 10^2$ $\sim 10^2$ $<10^3$	$\sim 2 \cdot 10^2$ $\sim 10^3$ $\sim 10^3$ $<10^4$
WE-3	Kernaufheizungen nach Wassereinbruch; verzögerte Betonzerstörung, Frei- setzung über Sekundär- kreislauf	$2.8 \cdot 10^{-7}$ (26) $L_{EGIM}$ 82 % $L_{MFM}$ 18 %	1.5 14 >120	$10^3/2 \cdot 10^4$ $10^4/3 \cdot 10^5$ $10^8$	$10^2/6 \cdot 10^3$ $10^3/4 \cdot 10^4$ $4 \cdot 10^6$	$10^1/10^2$ $10^2/10^3$ $10^6$	$10^1/10^2$ $10^2/10^3$ $6 \cdot 10^4$	$2 \cdot 10^2/4 \cdot 10^3$ $10^3/4 \cdot 10^4$ $8 \cdot 10^5$

Tabelle 12: Ergebnisse der Freisetzungskategorien mit zugehörigen Häufigkeiten und zeitabhängigen Erwartungswerten für Lecks im Dampferzeuger

1) deutlich niedrigere Freisetzung

Die Kategorie WE-1 besteht im wesentlichen aus einer Ereigniskette nach mittlerem Leck  $L_{MFJ}$ , mit einer Häufigkeit von  $8.4 \cdot 10^{-5}$  pro Reaktorjahr; sie ist identisch mit der Ereigniskette  $L_{MCD}$  aus Tab. 5-4 des Hauptbandes [27]. Die Auswirkungen ergeben sich aus vollständiger Hydrolyse und starker Graphit-Oxydation nach massivem Wassereinbruch, der auch für erhebliche Desorption von Spaltprodukten verantwortlich ist. Nach rund 24 Stunden sind  $4 \cdot 10^5$  Curie Krypton und Xenon,  $6 \cdot 10^4$  Curie Jod, je  $2 \cdot 10^3$  Curie Sr-89 und Sr-90 und  $6 \cdot 10^4$  Curie Cäsium in die Umgebung gelangt. Davon sind 5-10% bereits nach 1.5 h in der Umgebung und zwischen 60 und 70% nach 14 h.

In der Kategorie WE-2' mit einer Summenhäufigkeit von  $9.6 \cdot 10^{-4}$  pro Jahr dominiert die Ereigniskette  $L_{KEG}$  mit über 90%; sie entspricht der Ereigniskette  $L_{KCD}$  aus Tab. 5-4 des Hauptbandes. Daneben trägt noch eine Ereigniskette  $L_{MJ_1}$  nach mittlerem Leck mit 7% bei.

Hier beschränkt sich der Wassereinbruch nach kleinem Leck auf weniger als 1 t Wasser und reduziert die Auswirkungen so bereits um etwa eine Größenordnung gegenüber der Kategorie WE-1. Der Abzug von Kühlgas ins Reingaslager bewirkt noch einmal eine Reduzierung um eine Größenordnung und die sehr langfristige Freisetzung der Spaltprodukte über den Sekundärkreis in die Umgebung (ca. 100 h) unterdrückt schließlich noch alle kurzlebigen Spaltprodukte. Nach 1.5 h sind erst einige Prozent freigesetzt, nach 14 h zwischen 10 und 30%.

Berücksichtigt man den Unterschied von etwa zwei Größenordnungen in den Auswirkungen von WE-1 und WE-2' und die nur um etwas mehr als eine Größenordnung höhere Häufigkeit von WE-2', dann ergibt sich, daß die Kategorie WE-2' ein deutlich geringeres Risiko aufweist als WE-1.

In der Kategorie WE-2", mit einer Summenhäufigkeit von nur  $3.7 \cdot 10^{-5}$  pro Reaktorjahr, erscheinen ähnliche Ereignisketten wie in WE-2' mit dem Unterschied, daß der Abzug von Kühlgas ins Reingaslager nicht gelingt oder unbedeutend ist. Dadurch

liegen die Auswirkungen dieser Kategorie um etwa eine Größenordnung höher als in der Kategorie WE-2'. Bestimmend in dieser Kategorie ist die Ereigniskette  $L_K EGK$  nach kleinem Leck mit 70% der Summenhäufigkeit. Sie entspricht der Ereigniskette  $L_K CDF$  aus Tab. 5-4 des Hauptbandes. Die restlichen 30% werden durch verschiedene Ereignisketten nach mittleren Lecks gestellt. Die zeitabhängige Freisetzung läuft in etwa so ab wie in Kategorie WE-2'.

Da die Summenhäufigkeit dieser Kategorie um mehr als eine Größenordnung unter der der Kategorie WE-2' liegt, stellt sich das Risiko von Kategorie WE-2" kleiner dar als das von WE-2', und natürlich auch kleiner als das Risiko von WE-1.

Die Kategorie WE-1 ist damit unter den 'reinen' Wassereinbruch-Störfällen nach Dampferzeugerlecks die risikoreichste; da sie durch mittlere Dampferzeugerlecks repräsentiert wird, ist diese Klasse demnach die wichtigste Leckklasse.

Es bleibt noch die Kategorie WE-3. Sie unterscheidet sich durch die an den Wassereinbruch anschließende Kernaufheizung von den übrigen Kategorien. Sie enthält eine Ereigniskette nach kleinem Leck,  $L_K EGIJM$  und eine Kette nach mittlerem Leck,  $L_M FJM$ ; in Tab. 5-4 des Hauptbandes sind dies  $L_K CDE$  und  $L_M CDE$ . Zur Summenhäufigkeit von  $2.5 \cdot 10^{-7}$  tragen die kleinen Lecks zu 80%, die mittleren zu 20% bei.

Die Auswirkungen dieser Kategorie ergeben sich zum allergrößten Teil aus der Kernaufheizung der Störfälle, so daß man sie mit den normalen Kernaufheizkategorien (Fachband II) vergleichen sollte. Die Merkmale stimmen im wesentlichen mit der Kategorie KA-2 überein, sowohl bezüglich des Störfallablaufs wie auch (eingeschränkt) bezüglich der Auswirkungen; das offene Reaktorschutzgebäude in Kategorie KA-2 entspricht dabei der Leckage des Primärkreises über den Sekundärkreis in die Umgebung.

Die Häufigkeit der Kategorie KA-2 ist  $2 \cdot 10^{-7}$  pro Reaktorjahr und ist damit sogar etwas kleiner als die von WE-3. Obwohl die Summenhäufigkeit von Kategorie KA-2 durch die Kategorie WE-3 verdoppelt wird, spielt diese Kategorie innerhalb der Kernaufheizkategorien immer noch eine untergeordnete Rolle, womit die Bedeutsamkeit der Kernaufheizungen nach Wassereinbruch-Störfällen insgesamt wieder relativiert wird.

### 9. Unsicherheiten der Auswirkungen

Die Analyse der Auswirkungen von Wassereinbruch-Störfällen nach Lecks im Dampferzeuger ist mit Unsicherheiten unterschiedlicher Ursache behaftet. Zum einen sind zur Beschreibung der physikalischen Vorgänge Modelle notwendig, denen bestimmte mit Unsicherheiten behaftete Annahmen zugrunde liegen, zum anderen werden die Parameter der Modelle durch Daten festgelegt, die ebenfalls mit Unsicherheiten versehen sind.

Die Modell-Unsicherheiten sind in den meisten Fällen in konservativen Annahmen enthalten, die bereits in den einzelnen Kapiteln beschrieben worden sind. Dazu gehören u.a. die Annahmen und Vereinfachungen im Leckagemodell (Kap. 3), die Vernachlässigung der Spaltproduktrückhaltung (Kap. 6) oder die Konzentration aller Edelgas- und Jod-Spaltprodukte auf die  $UC_2$ -Partikel (Kap. 2).

Diese Unsicherheiten können in den Unsicherheiten der Ergebnisse kaum quantitativ berücksichtigt werden. Die Unsicherheiten, die die Daten in das Ergebnis einbringen, lassen sich dagegen modellhaft aus den Einzelfehlern bestimmen.

Dazu wurden für die verschiedenen Freisetzungssphänomene unter weiteren vereinfachenden Annahmen Modelle entworfen, in denen die wichtigsten Freisetzungparameter verknüpft sind.

Diese Parameter sind in der Tab. 13 - nach Phänomenen geordnet - zusammengestellt.

**Tabelle 13:** Wichtige Freisetzungsparmeter bei der Analyse der Unsicherheiten mit zugeordneten Verteilungsfunktionen und deren Standardabweichungen  
(N: Normalverteilung, L: Lognormalverteilung, U: Gleichverteilung)

<sup>1)</sup> Nur bei WE-2', WE-2"

Parameter	Verteilungsfunktion	Standardabweichung
Brennelementinventar	N	$\sigma = 1\%$
Anteil defekter Partikel	L	$\sigma_{ln} = 0.67$
Hydrolysierter Anteil <sup>1)</sup>	L	$\sigma_{ln} = 0.67$
Freigesetzter Anteil	L	$\sigma_{ln} = 0.25$
Jod-Hydrolyseanteil	U	$\sigma \approx 90\%$
Plateoutinventar Cs	L	$\sigma_{ln} = 2.1$
Plateoutinventar Sr	L	$\sigma_{ln} = 2.0$
Plateoutinventar J	L	$\sigma_{ln} = 0.42$
Desorptionsanteil	U	$\sigma \approx 60\%$
Auswaschanteil	U	$\sigma \approx 90\%$
Graphitadsorbierte Aktivität	L	$\sigma_{ln} = 0.67$
Graphit-H <sub>2</sub> O-Reaktionsanteil	L	$\sigma_{ln} = 1.4$
Abbrandfaktor	N	$\sigma = 20\%$
Katalysatorfaktor	L	$\sigma_{ln} = 0.29$
Halbwertszeit	N	$\sigma = 1\%$
Ausströmrage	L	$\sigma_{ln} = 0.67$



Für jedes Phänomen wurde ein Satz differentieller Bilanzgleichungen der verschiedenen Nuklidgruppen, ähnlich wie die in Kap. 6.2, aufgestellt. Dabei wurde konservativ angenommen, daß die Freisetzung der Spaltprodukte ins Kühlgas bereits abgeschlossen ist, wenn die Ausströmung der Spaltprodukte in die Atmosphäre beginnt, d.h. mit dem Ende der Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem. Durch Integration dieser einfachen Gleichungen erhält man schließlich die ausgeströmte Aktivitätsmenge in Abhängigkeit von den Freisetzungsparametern.

Den Parametern sind nun Verteilungsfunktionen mit Standardabweichungen zugeordnet, die ebenfalls in Tab. 9-1 zu finden sind. Die Auswahl der Verteilungen ist nach folgenden Gesichtspunkten vorgenommen worden.

Daten, die hinreichend genau bekannt sind, wurden mit Normalverteilungen beschrieben; es sind dies die Brennelementinventare [22] und Halbwertszeiten, deren Unsicherheiten sehr klein sind, und der Abbrandfaktor [3], dessen Unsicherheit bereits um einiges größer ist.

Daten, die experimentell kaum untersucht sind oder nur durch minimale und maximale Werte eingegrenzt sind, werden durch Gleichverteilungen beschrieben; es handelt sich hierbei um den Jod-Hydrolyseanteil und den Desorptions- und Auswaschanteil. Für alle übrigen Daten, deren Unsicherheit nicht bekannt ist oder die sehr weit gestreut sind, wurden Lognormalverteilungen angesetzt mit entsprechend unterschiedlichen Standardabweichungen.

Mit einem Monte-Carlo-Programm wurden im Rahmen dieser Verteilungen statistisch variierte Datensätze für die Spaltproduktfreisetzung der Kategorie WE-1 durchgerechnet und die Streuung der Freisetzungsergebnisse bestimmt.

Die Ergebnisse dieser Rechnungen sind in der Tab. 14 für die Kategorie WE-1 zusammengestellt. Es handelt sich um lognormale Standardabweichungen, da die Unsicherheit der lognormal verteilten Daten die Rechnungen bestimmt. Neben den Standardabweichungen  $\sigma_{ln}$  sind die prozentualen Anteile der einzelnen

Freisetzungs- Phänomen	Hydrolyse		Desorption		Graphit- Oxydation		Auswaschung		Gesamt-Freisetzung Unsicherheits- faktor $f^2$ )	
	$\sigma_{ln}$	%	$\sigma_{ln}$	%	$\sigma_{ln}$	%	$\sigma_{ln}$	%	$\sigma_{ln}$	1)
Xe	0.92	100	-	-	-	-	-	-	0.92	5
Kr	1.18	100	-	-	-	-	-	-	1.18	7
J	1.09	90	0.73	7	-	-	0.6	3	1.09	6
Sr-89	-	-	1.98	66	1.6	34	-	-	1.86	21
Sr-90	-	-	1.98	98	1.6	2	-	-	1.98	26
Cs	-	-	2.15	97	1.6	3	-	-	2.15	34

Tabelle 14: Ergebnisse der Analyse der Unsicherheiten

Zusammenstellung der nuklidspezifischen log. Standardabweichungen, ihrer aktivitätsspezifischen Gewichtsprozent und die daraus abgeleiteten log. Standardabweichungen und Unsicherheiten für die Gesamtfreisetzung der einzelnen Isotopengruppen bzw. Isotope.

1) Es wurde die log. Standardabweichung mit dem größten Gewicht genommen, außer bei Sr-89; dort wurden die Abweichungsquadrate gewichtet.

2)  $f = e^{1.645 \sigma_{ln}}$  ist das Verhältnis der 95%-Vertrauensgrenze zum Medianwert (50% Vertrauensgrenze).

Freisetzungspänomene an der Gesamtfreisetzung aufgeföhrt. Es zeigt sich, daß für die einzelnen Nuklidgruppen bzw. Nuklide jeweils ein Freisetzungspänomen bestimmend ist; dessen  $\sigma$ -Wert wurde dann als Standardabweichung der Gesamtfreisetzung für diese Nuklidgruppe übernommen. Im Fall der Edelgase und Jod ist es die Standardabweichung der Hydrolysefreisetzung, und im Fall von Sr-90 und Cäsium ist es die der Desorptionsfreisetzung. Einzig im Fall des Sr-89 wurde die Gesamtabweichung aus den gewichteten Fehlerquadraten der Oxydation und Desorption bestimmt.

Aus den Standardabweichungen lassen sich dann leicht die Unsicherheitsfaktoren der einzelnen Nuklidgruppen errechnen. Diese sind für die verschiedenen Kategorien in der Tab. 15 zusammengestellt.

Kategorie	Kr	Xe	J	Sr-89	Sr-90	Cs
WE-1	7	5	6	21	26	34
WE-2'	10	7	10	21	26	34
WE-2''	10	7	10	21	26	34
WE-3	2	2	4	7	7	5

Tabelle 15: Unsicherheitsfaktoren der verschiedenen Nuklidgruppen für die einzelnen Freisetzungskategorien der Wassereinbruch-Störfälle nach "Lecks im Dampferzeuger"

Danach ergeben sich in der Kategorie WE-1 für die Edelgase und Jod Unsicherheitsfaktoren zwischen 5 und 7, während die von Strontium und Cäsium zwischen 21 und 34 liegen. Diese hohen Werte von Cäsium und Strontium erklären sich aus den unterschiedlichen, großen Unsicherheitsfaktoren der abgelagerten Aktivitäten der verschiedenen Isotope. In den Unsicherheiten der

Edelgase und Jod ist die Unsicherheit des Reaktionsanteils nicht berücksichtigt, da dieser in der Kategorie WE-1 mit Sicherheit 100% beträgt, d.h. alle defekten Partikel unterliegen letztlich der Hydrolyse, weil die Wassereinbruchsmengen so erheblich groß sind und die Hydrolyse die Sättigung erreicht (Kap. 2.6).

Die Unsicherheiten der Kategorien WE-2' und WE-2" unterscheiden sich hinsichtlich der Edelgase und Jod um diese zusätzliche Unsicherheit. Da ansonsten die Freisetzungsabläufe ähnlich sind, wurde auf eine separate Berechnung verzichtet und zusätzlich die Unsicherheit des Hydrolyseanteils einfach nach der Fehlerquadratmethode hinzuaddiert. In der Tab. 15 sind die entsprechenden Werte zu finden.

Die Kategorie WE-3 stellt sich bezüglich der Unsicherheiten anders dar. Die Freisetzung der Spaltprodukte erfolgt zum allergrößten Teil durch auf den Wassereinbruch folgende Kernaufheizung, und deshalb sind die Freisetzungsmechanismen und deren Unsicherheiten andere. Da die Kategorie WE-3 der Kernaufheizkategorie KA-2 zugeordnet werden kann, sollten deren Unsicherheitsfaktoren eine erste Näherung auch für WE-3 sein; die 'wahren' Unsicherheitsfaktoren sind sicher erheblich größer wegen der Unsicherheiten, die sich aus der Abschätzung der Freisetzung mit Hilfe des verwendeten einfachen Modells und den Annahmen ergeben. Die aus Tab. 4-8 des Hauptbandes übernommenen Werte sind deshalb in die Tab. 15 übernommen worden.

## 10. Ergebniszusammenfassung und -bewertung der Analyse "Lecks im Dampferzeuger"

Im nachfolgenden Kapitel werden die Ergebnisse der bisher vorgestellten Fachband-Teile

- Häufigkeit und Verteilung von Lecks im Dampferzeuger (A.1)
  - Ereignisablauf- und Zuverlässigkeitsanalysen zu 'Lecks im Dampferzeuger' (A.2)
  - Analyse der Auswirkungen von 'Lecks im Dampferzeuger' (A.3)
- zusammengefaßt und bewertet.

Wassereinbrüche in den Reaktorkern aus Dampferzeugerleckagen sind Ereignisse, mit deren Auftreten bei Betrieb von Hochtemperaturreaktoren des HTR-1160-Konzeptes gerechnet werden muß. Erwartet werden kleine Undichtigkeiten, deren Ausströmraten unter 0,5 kg/sec liegen, mit einer Häufigkeit von  $8 \cdot 10^{-1}$ /Reaktor-Jahr bei einem Unsicherheitsfaktor von 5. Lecks größerer Ausströmquerschnitte sind seltenere Ereignisse. Ihre Eintrittswahrscheinlichkeit mußte aus der Statistik kleiner Leckagen und einem einzigen in 1162 zugrundegelegten Dampferzeuger-Betriebsjahren beobachteten großen Leck geschätzt werden. Die Annahme, daß mittlere Lecks mit einer Häufigkeit von  $7 \cdot 10^{-2}$  und große Lecks mit  $2 \cdot 10^{-4}$  pro Reaktorjahr auftreten können, ist demzufolge mit größeren Unsicherheiten behaftet. Das dokumentieren die Unsicherheitsfaktoren von 12 für mittlere Lecks und 30 für große Lecks.

Wassereinbrüche ziehen ohne Versagen der zur Beherrschung vorgesehenen Sicherheitssysteme keine Aktivitätsfreisetzung nach sich. Zum Risiko des analysierten Konzeptes liefern nur diejenigen Ketten einen Beitrag, bei denen nach Dampferzeugerleck, Feuchtedetektion und Reaktorschnellabschaltung die speisewasserseitige Absperrung des Dampferzeugers nicht funktioniert, so daß durch Folgeversagen des Frischdampf-Sicherheitsventils eine direkte Verbindung zwischen dem Primärkreislauf und der Umgebung entsteht, über die Kühlmittel und Spaltprodukte in die Atmosphäre ausströmen.

Die für die Spaltproduktfreisetzung wichtigsten Phänomene sind dabei: Hydrolyse des  $UC_2$ -Brennstoffs in Defektpartikeln mit Freisetzung von Xenon, Krypton und Jod und Desorption von abgelagertem Strontium und Cäsium.

Dagegen treten die Desorption von abgelagertem Jod und die Freisetzung von adsorbiertem Strontium und Cäsium durch Graphit-Oxydation in den Hintergrund. Die Auswaschung von abgelagertem Jod spielt kaum eine Rolle.

Die Ereignisketten sind nach drei Freisetzungskategorien WE-1 bis WE-3 unterschieden. Kategorie WE-1 erfaßt Wassereinbrüche von ca. 16 t in den Reaktorkern. Die Ereigniskette  $L_{MFJ}$  (identisch mit  $L_{MCD}$  im Hauptband) dieser Kategorie wird durch ein mittleres Leck ausgelöst. Als Erwartungswert für die Kette wurde eine Häufigkeit von  $8 \cdot 10^{-5}$ /Reaktor-Jahr bei einem Unsicherheitsfaktor von 27 ermittelt. Trotz langfristiger Nachwarmeabfuhr gelangen bei 100%iger Hydrolyse, maximaler Oxydation und Desorption innerhalb von 25 Stunden kumuliert  $4 \cdot 10^5$  Ci Xenon und Krypton,  $6 \cdot 10^4$  Ci Jod,  $2 \cdot 10^3$  Ci Strontium-89,  $2 \cdot 10^3$  Ci Strontium-90,  $6 \cdot 10^4$  Ci Cäsium über das Leck im Dampferzeuger und das defekte Sicherheitsventil in die Umgebung. Es werden zu einem relativ frühen Zeitpunkt erhebliche Mengen an Spaltprodukten freigesetzt. Die Freisetzung wird hierbei durch folgende anlagenspezifische Merkmale bestimmt: die Verwendung karbidischen Brennstoffs, das eher konservativ geschätzte abgelagerte Spaltproduktinventar und das Folgeversagen des Frischdampf-Sicherheitsventils.

Ereignisketten der Kategorie WE-2, die Wassereinbrüche bis zu 1 t erzeugen können, haben wegen der langsamen Druckentlastung, der geringen Oxydations- und Desorptionseffekte, der nur 10%igen Hydrolyse und Gegenmaßnahme durch Abpumpen des Heliums in der Kategorie WE-2' geringere Aktivitätsfreisetzungen in die Umgebung zur Folge.

Mit großen Unsicherheiten behaftet ist die Bewertung der in Kernaufheizungen mündenden Ereignisse nach einem Wassereinbruch mit Freisetzungspfad über das offene Frischdampf-Sicherheitsventil. Die Auswirkungen dieser Ketten sind in Kategorie WE-3 beschrieben. Sie sind der Kategorie KA-2 äquivalent. Entsprechend ihrer erwarteten Häufigkeit tragen sie zu 50% zu den Risiken der Kernaufheizkategorie KA-2 bei.

In der Tab. 16 sind die wichtigsten konservativen Annahmen, die in die Analyse der 'Lecks im Dampferzeuger' insgesamt eingegangen sind, noch einmal zusammengestellt und mit ihrem Einfluß auf die Risikowerte beschrieben.

Die Untersuchung der Wassereinbruchstörfälle für das deutsche Anlagenkonzept hat gegenüber AIPA zu teilweise abweichenden Ergebnissen geführt, die durch Unterschiede der Referenzanlagen (Abb. 13), durch neue Auswertungen von Dampferzeuger- und Komponentenstatistiken sowie durch Berücksichtigung zusätzlicher Freisetzungsmechanismen begründet werden können.

Aus der Sicht der Zuverlässigkeitsanalyse des Wassereinbruchs unterscheidet sich die deutsche von der amerikanischen Anlage in zwei wesentlichen Systemen, dem Dampferzeuger-Entlastungssystem und dem Überdrucksicherungssystem des Sekundärkreislaufes. Das amerikanische Anlagenkonzept sieht die Entleerung des abgeschalteten Dampferzeugers direkt in die Umgebung vor. Die dominierende Ereigniskette der AIPA-Studie ergibt sich aus dem Versagen der beiden redundanten Absperrarmaturen der Dampferzeuger-Entlastungsleitung, wodurch über das Leck im Dampferzeuger und die offene Entlastungsleitung Aktivität in die Atmosphäre entweichen kann.

Der gleiche Störfall ist beim HTR-1160 wegen der Entleerung des Dampferzeugerinhalt in einen Behälter im Reaktorschutzgebäude für das Risiko ohne Bedeutung.

Tabelle 16:    Konservative Annahmen in der Analyse der  
                  "Leaks im Dampferzeuger"

Methodische Annahmen	Einfluß auf Risikowerte
Folgeversagen des Frischdampfsicherheitsventils	Häufigkeit der betrachteten Ereignisketten überschätzt
Repräsentation der Leckklassen durch obere Leckgrößen	Überschätzt die Leckagemenge; bei kleinen Lecks u.U. Überschätzung der Freisetzung
Konstante Ausströmrates und Dampferzeugerinhalt	Wahrscheinlich Überschätzung der Leckagemenge; s.o.
Alle Spaltprodukte befinden sich ausschließlich in $UC_2$ -Partikeln; keine vorausgegangene Freisetzung von Xe-Kr und J.	Überschätzung der durch Hydrolyse ins Kühlgas freigesetzten Spaltprodukte.
Spontane Desorption von abgelagertem Jod, Strontium und Cäsium ins Kühlgas.	Wahrscheinlich zu frühe Freisetzung der desorbierten Spaltprodukte in die Atmosphäre.
Jodfreisetzung aus Defektpartikeln durch Hydrolyse 10% der Freisetzung von Edelgasen aus defekten Partikeln.	Möglicherweise überschätzter Jodanteil und damit überschätzte Jodfreisetzung.
Keine Rückhaltung von Spaltprodukten im Primär- und Sekundärkreis.	Vermutlich zu hohe Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung
Spontane Spaltprodukt-Freisetzung ins Kühlgas bei Kernaufheizungen nach Wassereinbruch.	Zu frühe Freisetzung der Spaltprodukte aus dem Primärkreis über den Sekundärkreis in die Umgebung.



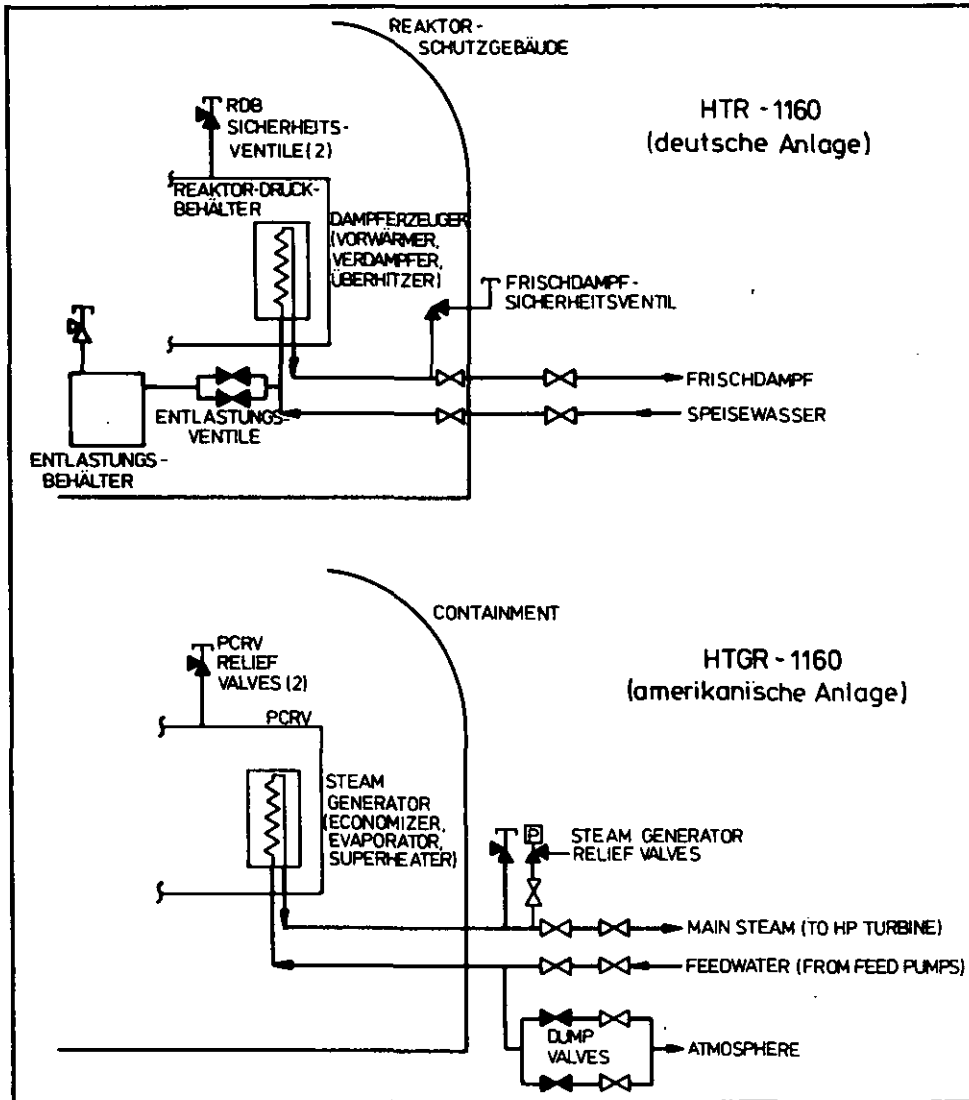


Abb. 13: Wesentliche Anlagenunterschiede mit Einfluß auf Wassereinträge

Die dominierende Ereigniskette führt beim deutschen Anlagenkonzept ebenfalls zu einem Freisetzungspfad in die Atmosphäre durch Mißlingen der speisewasserseitigen Absperrung des defekten Dampferzeugers und den dadurch verursachten Folgeschaden am Frischdampf-Sicherheitsventil. In der amerikanischen Anlage ist ein Folgeschaden des Frischdampf-Sicherheitsventils unwahrscheinlicher, da zunächst das im Ansprechdruck niedriger kalibrierte absperrbare Abblaseventil öffnet, so daß das Frischdampf-Sicherheitsventil nicht mit

dem vollen Wasserdruck beaufschlagt wird. Im Fachband V. werden Design-Änderungen am Frischdampf-Sicherheitsventil und ihre reduzierenden Wirkungen auf die Häufigkeit von Ereignisketten mit Spaltproduktfreisetzung untersucht.

Die Auswertung der zugrunde gelegten Schadens Erfassung von Dampferzeugern ergab wegen der Berücksichtigung auch konstruktiv bedingter Fehler im Vergleich zu den AIPA-Untersuchungen einen deutlich höheren Erwartungswert für kleine und mittlere Lecks. Der Erwartungswert bei kleinen Lecks ist mit  $8 \cdot 10^{-1}$  gegenüber dem AIPA-Wert von  $9 \cdot 10^{-2}$  um eine Größenordnung, der für mittlere Lecks von  $7 \cdot 10^{-2}$  gegenüber  $10^{-2}$  um etwa eine halbe Größenordnung erhöht. Die AIPA-Studie untersucht nur Leckagen bis maximal 11 kg/sec. Die vorliegende Studie berücksichtigt auch noch Leckagen bis 41 kg/sec.

Unterschiede in den benutzten Zuverlässigkeitskenngrößen machten sich bei der Analyse der Dampferzeugerabspernung deutlich in einer höheren Nichtverfügbarkeit von einer Größenordnung gegenüber AIPA bemerkbar.

In der vorliegenden Studie wurden gegenüber AIPA zusätzliche Mechanismen der Spaltproduktfreisetzung berücksichtigt, die zu höheren Auswirkungen führten. Eine Ausnahme ist die Edelgasfreisetzung durch Hydrolyse in das Kühlgas, die in beiden Studien annähernd gleich hoch ist. Da beim Ausströmen dieser Spaltprodukte in die Atmosphäre keinerlei Rückhaltung wirksam werden kann, müßte die integral ausströmende Aktivität - zumindest langlebiger Spaltprodukte - ebenfalls ähnlich hoch sein. Bei kurzlebigen Edelgasaktivitäten können die Ci-Werte der mit der Kategorie WE-1 dieser Studie vergleichbaren Freisetzungskategorie SG-1 der AIPA-Studie höher liegen, da dort größere Ausströmquerschnitte für die dominante Ereigniskette zugrunde gelegt wurden. Die Rechnungen dieser Studie ergaben für die ausströmende Jodmenge um etwa zwei Größenordnungen

höhere Werte, da zusätzlich zu den in AIPA allein berücksichtigten, bei Normalbetrieb staubgebundenen Jod-Aktivitäten auch Jod-Freisetzung durch Hydrolyse und Jod-Desorption berücksichtigt wurde. Das in die Atmosphäre gelangende Jod gewinnt in dieser Untersuchung deutlich an Gewicht.

Die angegebenen Freisetzungswerte von Cäsium und Strontium enthalten im Unterschied zu AIPA auch Anteile aus der dort nicht berücksichtigten Desorption abgelagerter Aktivitäten, deren Unsicherheiten erheblich größer sind als die der Edelgas- und Jodaktivitäten. Je nach Isotop wird im Vergleich zu AIPA eine bis zu einem Faktor 25 höhere Freisetzung in das Kühlgas erwartet.

Es ist demnach davon auszugehen, daß Cäsium und Strontium für die Auswirkungen an Bedeutung gewinnen, zumal AIPA mit sehr hohen Rückhaltungen in den Ausströmpfaden rechnet. In dieser Untersuchung ist keine Rückhaltung von Cäsium und Strontium berücksichtigt, da der Hauptbeitrag zu ihrer Freisetzung ins Kühlgas durch Desorption im feuchten Kühlmittel geliefert wird und es unter den relativ einfachen Annahmen für die Desorption nicht sinnvoll erscheint, mit Wiederablagerung unter ähnlichen Verhältnissen in den Ausströmpfaden zu rechnen. Es sollte aber in weiteren Untersuchungen die Bedeutung sowohl der Desorption wie auch der Ablagerung von Spaltprodukten in feuchter Kühlmittelatmosphäre genauer untersucht werden. Bis dahin muß angenommen werden, daß auch Cäsium und Strontium zu den Auswirkungen der Wassereinbruchstörfälle beitragen.

Abschließend bleibt festzustellen, daß eine vollständige, wissenschaftlich abgesicherte, realistische Beschreibung der durch Wassereinbrüche aus Dampferzeugerlecks ausgelösten Störfälle weiterer Forschungen bedarf. Das trifft weniger auf die Analyse der Systemtechnik als vielmehr auf die Modelle der thermohydraulischen und dynamischen Abläufe und die Vorgänge der Spaltproduktfreisetzung zu.

## ANHANG

## OXIDE-3

Der Programmcode OXIDE-3 [2] wurde von General Atomic entwickelt, um das transiente Verhalten eines HTR mit Blockcore nach Wasser- und/oder Lufteinbrüchen in den Primärkreis zu untersuchen und die resultierende Spaltproduktfreisetzung berechnen zu können.

In der Abb. 14 ist ein schematisches Blockdiagramm des Programms zu finden. Das Programm enthält ein relativ detailliertes Kernmodell. Unter Vorgabe von Kerndaten aus stationären Rechnungen, des Leckageverlaufs in den Primärkreis und 'post-trip'-Transienten für den Gesamt-Kühlmittelstrom und der Kaltgas-temperaturen [21] (Tab. 17) werden für die einzelnen Elemente des Kerns Massen- und Energietransport berechnet.

Neben Temperaturen, Drücken und Massenströmen in den einzelnen Kernregionen werden auch die Wasserdampf-Diffusion im Graphit und die in Kap. 2.1 und 2.2 beschriebenen Reaktionen berechnet, die u.a. zur Spaltproduktfreisetzung in das Primärkühlmittel führen.

Es wurde eine OXIDE-3 Version für einen 3000 MW<sub>th</sub>-Kern aus 6 vertikalen Regionen und 10 axialen Segmenten benutzt.

In der Tab. 18 ist die Zusammenfassung der Wiederbeladungszonen zu 20 bzw. 6 Regionen zusammengestellt und in der Tab. 19 die Leistungsformfaktoren der aktiven Kernelemente. In der Tab. 20 sind schließlich einige Daten für die OXIDE-3 Rechnungen zusammengefaßt.

Ein im Programm integriertes einfaches Modell des Reaktorschutzsystems, des Reaktorschutzgebäudes und des Druckentlastungssystems des Reaktordruckbehälters erlaubt es, Reaktorschnellabschaltungen und Druckentlastungen in das Reaktorschutzgebäude zu simulieren. Die letztere Möglichkeit wurde - nach Modifikation - auch dazu benutzt, eine Druckentlastung des Primärkreises direkt in die Atmosphäre zu simulieren.

Es wurden Rechnungen für die verschiedenen Leckgrößen und -orte durchgeführt. Da das Programm relativ kleine Zeitschritte verlangte, konnten keine vollständigen Druckentlastungen in die Atmosphäre berechnet werden; diese wurden deshalb auf der Basis der Rechnungen extrapoliert (s. auch Kap. 6.1).

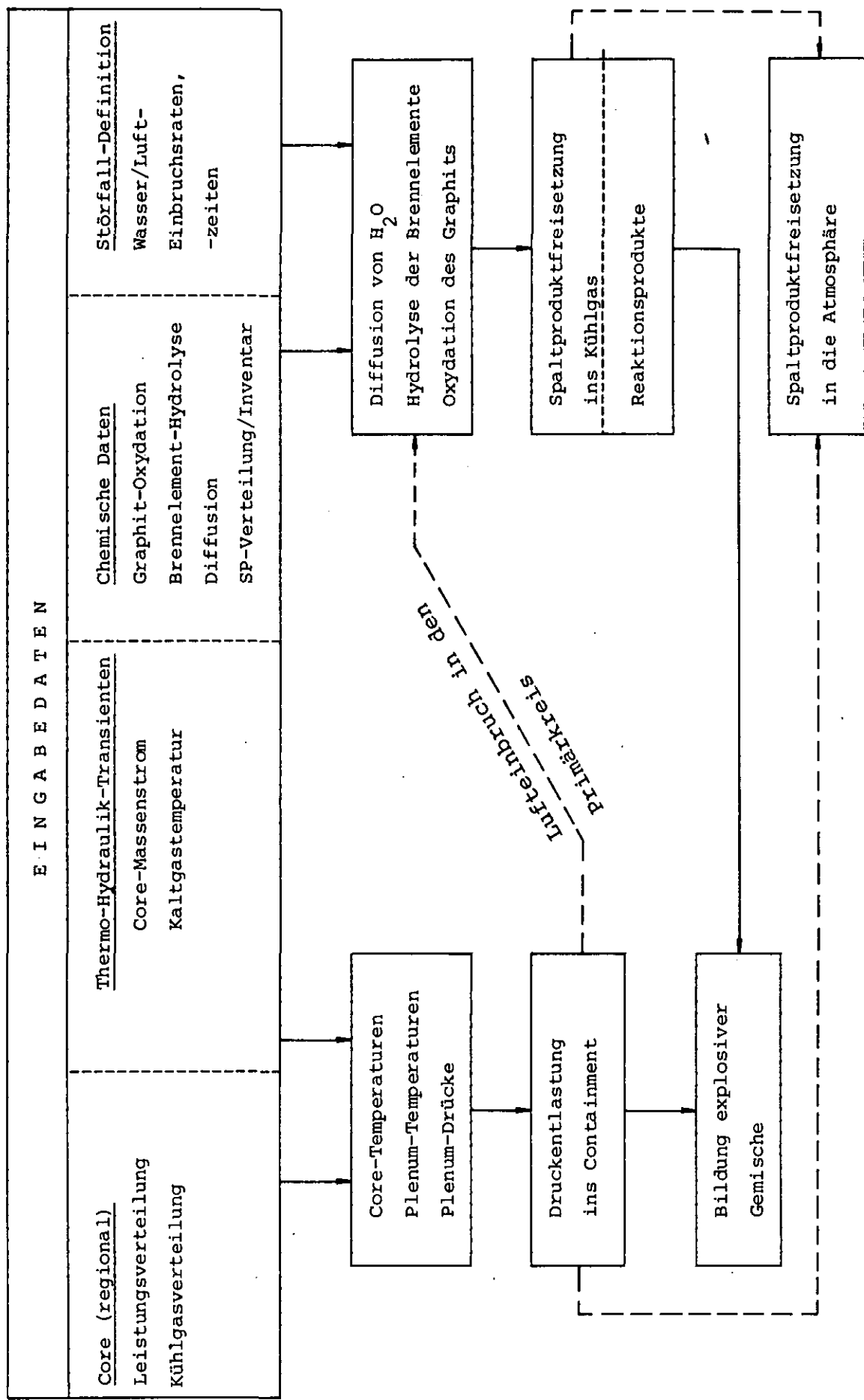


Abb. 14: Blockdiagramm zum Rechenablauf des Programms OXIDE-3

Zeit [sec]	Dampf- Leckrate [kg/sec]	Zeit [sec]	Heliumtemp. Core-Eingang [°C]	Zeit [sec]	Helium- Massenstrom [kg/sec]
0	11.0	0	319	0	1366
1200	11.0	40	324	20	1366
1825	0	225	261	160	384
26000	0	275	282	280	574
		425	287	320	574
		650	246	390	683
		950	217	620	487
		1200	177	940	573
		1500	177	960	424
		8700	154	1200	355
		15900	132	1201	5
		26000	121	1500	5
				1501	34
				4380	32
				6540	36
				7260	41
				9420	64
				54000	13

Tabelle 17a: Eingabetransienten für OXIDE-3  
Rechnungen 'mittlere Lecks'

Zeit [sec]	Dampf- Leckrate [kg/sec]	Zeit [sec]	Heliumtemp. Core-Eingang [°C]	Zeit [sec]	Helium- Massenstrom [kg/sec]
0	41	0	319	0	1366
240	41	40	324	10	1366
405	0	230	256	30	1502
26000	0	240	261	40	1298
		540	261	50	1271
		8160	228	80	1011
		15400	166	100	778
		26000	116	160	314
				220	350
				240	957
				241	5
				540	5
				541	34
				3420	32
				5580	36
				6300	41
				8460	64
				53000	13

Tabelle 17b: Eingabetransienten für OXIDE-3  
Rechnungen 'große Lecks'

OXIDE-3 Core-Modell		Wiederbeladungsregionen
6 Regionen	20 Regionen	
1	1	13, 19 (kälteste Region)
	3	3, 6, 21, 25, 30, 34
	4	23, 32
2	2	13, 19 (heißeste Region)
	5	47, 49, 59, 61, 80, 83
3	6	8, 10, 12, 14, 16, 18
	7	76, 79
	8	1, 48, 60
	9	63, 64, 69, 70
4	10	40, 44, 52, 56
	11	9, 11, 15, 17
	12	2, 4, 5, 7
5	13	38, 46, 50, 58
	14	22, 24, 27, 28, 31, 33, 36, 37
	15	20, 26, 29, 35
6	16	41, 42, 43, 55, 75, 78
	17	39, 45, 51, 57, 66, 72
	18	67, 73, 74, 77, 81, 84
	19	62, 65, 68, 71, 82, 85
	20	42, 54

Tab. 13: Core-Modellierung des 6-Regionen-Cores für  
OXIDE-3 Rechnungen

	Segment										
Region	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	Mittelwert über Core- Segmente
1	0	1.617	1.737	1.789	1.858	1.578	1.525	1.912	1.011	0	1.563
2	0	1.862	2.001	2.060	2.106	1.818	1.756	1.626	1.164	0	1.800
3	0	1.246	1.339	1.378	1.409	1.216	2.275	2.088	0.779	0	1.205
4	0	0.960	1.031	1.062	1.086	0.937	0.905	0.839	0.600	0	0.928
5	0	0.865	0.930	0.957	0.979	0.845	0.815	0.756	0.541	0	0.837
6	0	0.682	0.733	0.754	0.771	0.666	0.643	0.596	0.426	0	0.659
Mittelwert über Regionen	0	1.035	1.112	1.145	1.170	1.010	0.976	0.904	0.647	0	

Tab. 19 : Leistungsformfaktoren für das OXIDE-3 Core-Modell (6 Regionen, 10 Segmente)  
Die Segmente 2 - 9 umfassen das Core von oben nach unten, die Segmente 1 und 10 stehen für den oberen bzw. unteren Reflektor



Bezeichnung	Eingabewerte	
	<u>Heißgasraum</u>	<u>Kaltgasraum</u>
Druck	50 bar	50 bar
Temperatur	733°C	319°C
He-Inventar	2205 kg	7355 kg
Volumen	923 m <sup>3</sup>	1811 m <sup>3</sup>
Graphitdichte	1,76 g/cm <sup>3</sup>	
Graphitmasse	43780 kg	
H <sub>2</sub> O-Diffusions- koeffizient	10 <sup>-4</sup> cm <sup>2</sup> /sec	

Tabelle 20: OXIDE-3 Eingabedaten

Schrifttum

- [1] AIPA HTGR Accident Initiation and Progression  
Analyses  
Status Report Volume VI Event Consequences and  
Uncertainties demonstrating Safety R&D importance  
of fission product transport mechanisms  
GA-A 13167 (1976) General Atomic, San Diego
- [2] W. Burgmer  
Hydrolyse von  $UC_2$ -Brennstoffpartikeln bei einem  
Wassereinbruch in den HTR-1160  
ISF-Notiz 12/80-I (1980) KFA Jülich
- [3] M.B. Perroomian, A.W. Barsell, J.C. Saeger  
OXIDE-3: A Computer Program Code for Analysis of  
HTGR Steam or Air Ingress Accidents  
GA-A 12493 (1974) General Atomic, San Diego
- [4] A. Müller  
Konsequenzen-Großabschätzung zu Störfällen mit  
Wassereinbruch  
ISF-Notiz 17/78 II
- [5] AIPA HTGR Accident Initiation and Progression  
Analysis Status  
Report Phase II Risk Assessment  
GA-A 15000 (1978), General Atomic, San Diego
- [6] Private Mitteilung von Dr. Röllig (HRB) (1979)
- [7] R.C. Clarke  
Ann. Nucl. Sci. and Eng. Vol. 1 (1974) 73

- [8\_] R. Moormann  
Die Kinetik der Graphitkorrosionsreaktionen in  
Hochtemperaturreaktoren  
KFA-ISF-IB-9/76 (1976) KFA-Jülich
- [9\_] R. Moormann  
Eine Abschätzung zu den kinetischen Daten des AS2-F-500  
Graphits  
ISF-AN 12/79 III (1978) KFA-Jülich
- [10\_] R. Moormann  
Vorschläge zur Verbesserung der chemischen Korrela-  
tionen im Rechenprogramm OXIDE-3  
ISF-AN 2/78 III (1978) KFA-Jülich
- [11\_] C. Velasquez, G. Hightower, R. Burnette  
The Oxidation of H-451 Graphite by Steam  
Part 1: Reaction Kinetic  
GA-A 14951 (1978) General Atomic, San Diego
- [12\_] H.J. Nordwall, E.L. Compere, M.F. Osborne  
Iodine Adsorption and Desorption Studies  
Oak Ridge National Laboratory Report ORNL-4975 (1974)
- [13\_] A. Müller  
Zur Jod-Desorption bei Wassereinbruch in einen  
HTR-Primärkreis  
Interner Bericht KFA-ISF-IB-1/79
- [14\_] F.B. Growcock, S. Aronson, M. Friedlander, J. Skalyo,  
A. Hosseini, R.D. Taylos  
Thermographic Investigations of Fission Product  
Transport and Chemistry  
Brookhaven National Laboratory Report BNL-NUREG-  
25331 (1978)

- [15] C.B. von der Decken, N. Iniotakis, K.H. Münchow  
Behaviour of Fission Products in Case of a  
Depressurization Accident  
OECD/NEA CSNI Specialist Meeting, Petten (1975)
- [16] N. Iniotakis  
Stellungnahme zur Plate-out-Behandlung in der AIPA-  
Studie  
Interner Bericht KFA-IRB-IB-7/77
- [17] J. Wahl, W. Jacobsen  
Activities and their Origin in Leakage Water following  
the Incident on the AVR Accident  
European Nuclear Conference, Hamburg (May 1979)
- [18] F.P.O. Ashworth  
Information from the Water Ingress Accident on AVR  
Jül-Spez-43
- [19] R.E. Sund  
Afterheat Calculation for the HTGR  
GA-A 12499 (1974) General Atomic, San Diego
- [20] A. Müller, A. Badur  
Untersuchungen zu den Auswirkungen hypothetischer  
Störfälle bei Hochtemperaturreaktoren  
Teil 2/3  
Spaltproduktfreisetzung aus einem Hochtemperaturreaktor-  
Core bei ungehinderter Aufheizung am Beispiel des  
HTR 1160  
Jül-1517 (1978) KFA-Jülich
- [21] A.W. Barsell, M.B. Perroomian  
Consequences of Water Ingress into the HTGR  
Primary Coolant System  
GA-A 13171 (1975) General Atomic, San Diego

- [22] AIPA HTGR Accident Initiation and Progression  
Analysis  
Status Report  
Volume V AIPA Fission Product Source Terms  
GA-A 13167 (1976) General Atomic, San Diego
- [23] M.H. Schwartz, D.B. Sedgely, M.N. Mendonca  
SORS: Computer programs for analyzing fission  
product release from HTGR cores during transient  
temperature excursions  
GA-A 12462 (1974) General Atomic, San Diego
- [24] K.E. Schwartztrauber, F.A. Silady  
CORCON: A program for analysis of HTGR core heatup  
transients  
GA-A 12868 (1974) General Atomic, San Diego
- [25] Private Mitteilung von Dr. Förthmann, KFA-Jülich
- [26] W.W. Hudritsch, P.D. Smith  
PADLOC: A One-Dimensional Computer Program for  
Calculating Coolant and Plateout Fission Product  
Concentrations  
GA-A 14401, General Atomic, 1977, San Diego
- [27] KFA-GRS  
Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen  
Standortbedingungen  
Hauptband zur Phase Ib

## Abbildungen

- Abb. 1      Schematisierter Untersuchungsablauf der Auswirkungen von Wassereinbruch-Störfällen nach Dampferzeugerlecks
- Abb. 2      Spaltprodukt-Freisetzungssphänomene bei Wassereinbruch-Störfällen
- Abb. 3      Abhängigkeit des integral hydrolysierten Anteils defekten Brennstoffs von eingeströmtem Wasser bei Wassereinbruchstörfällen
- Abb. 4      Ausströmende Leckagemengen bei mittleren und großen Lecks
- Abb. 5      Druck- und Temperaturverlauf bei Wassereinbruch nach mittleren Lecks
- Abb. 6      Druck- und Temperaturverlauf bei Wassereinbruch nach großen Lecks
- Abb. 7      Relativer Wasserdampfanteil im Primärkreis nach Wassereinbruch bei mittleren und großen Lecks im Dampferzeuger
- Abb. 8      Mittlere Reaktionsrate der Wasserdampf-Graphit-Reaktion bei mittleren und großen Leckagen in den Primärkreis
- Abb. 9      Zeitlicher Anstieg der durch die Wasserdampf-Graphit-Reaktion umgesetzten Graphitmasse und des hydrolysierten Anteils der defekten Partikel bei mittleren Leckagen in den Primärkreis
- Abb. 10      Zeitlicher Anstieg der durch die Wasserdampf-Graphit-Reaktion umgesetzten Graphitmasse und des hydrolysierten Anteils der defekten Partikel bei großen Leckagen in den Primärkreis
- Abb. 11      Integrale zeitabhängige Freisetzung von Spaltprodukten bei einem Wassereinbruch nach mittleren Lecks im Dampferzeuger
- Abb. 12      Integrale zeitabhängige Freisetzung von Spaltprodukten bei einem Wassereinbruch nach großen Lecks im Dampferzeuger
- Abb. 13      Wesentliche Anlagenunterschiede mit Einfluß auf Wassereinbrüche
- Abb. 14      Blockdiagramm zum Rechenablauf des Programms OXIDE-3

## Tabellen

Tab. 1	Definition der Freisetzungskategorien für Wassereinbruchstörfälle
Tab. 2	Phänomene der Spaltproduktfreisetzung ins Kühlgas und ihre wichtigsten Parameter
Tab. 3	Langmuir-Hinshelwood-Reaktionsraten [9,10] für die Graphit-Wasserdampf-Reaktion verschiedener Graphitsorten
Tab. 4	Desorptionsanteile der abgelagerten Spaltprodukte bei Wassereinbruch
Tab. 5	Leckageparameter für die untersuchten Wassereinbruchstörfälle mit großen und kleinen Lecks
Tab. 6	Erwartete integrale Freisetzung von Spaltprodukten bei Wassereinbruchstörfällen nach mittleren und kleinen Lecks
Tab. 7	Erwartete kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre für Wassereinbruchstörfälle nach mittleren und großen Lecks im Dampferzeuger
Tab. 8	Integral während der Druckentlastung bei großen Lecks in das Reaktorschutzgebäude austretende Aktivität
Tab. 9	Erwartete kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre bei Wassereinbruchstörfällen nach kleinen Lecks im Dampferzeuger
Tab. 10	Kategorienzuordnung der Kernaufheizstörfälle nach Dampferzeugerlecks mit Spaltproduktfreisetzung über das Reaktorschutzgebäude
Tab. 11	Erwartete kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Atmosphäre unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes bei Kernaufheizungen nach Lecks im Dampferzeuger
Tab. 12	Ergebnisse der Freisetzungskategorien
Tab. 13	Wichtige Freisetzungsparemeter in der Analyse der Unsicherheiten
Tab. 14	Ergebnisse der Analyse der Unsicherheiten
Tab. 15	Unsicherheitsfaktoren der Freisetzungskategorien

Tab. 16	Konservative Annahmen in der Analyse 'Lecks im Dampferzeuger'
Tab. 17	Eingabetransienten für OXIDE-3 Rechnungen
Tab. 18	Core-Modellierung des 6-Regionen-Cores für die OXIDE-3 Rechnungen
Tab. 19	Leistungsformfaktoren für das OXIDE-3 Core-Modell
Tab. 20	OXIDE-3 Rechenparameter



## B. DRUCKENTLASTUNG DES PRIMÄRKREISLAUFS

R. Bongartz KFA-ISF

G. Schufmann "

<u>INHALT</u>	Seite
1. Einleitung	1
2. Beschreibung des Primärkühlmitteleinschlusses	3
2.1 Aufbau des Reaktordruckbehälters	3
2.2 Durchführungsliner und Abschlüsse	3
2.3 Aufbau des Druckentlastungssystems	12
2.4 Meß- und Versorgungsleitungen, die mit dem Primärkreislauf in Verbindung stehen	14
3. Ereignisablaufanalyse	16
3.1 Auslösendes Ereignis	17
3.1.1 Schätzung der Häufigkeiten von mittleren und großen Leckagen der Beladerohre und Durchführungsliner der Hochtemperatur- Filter-Adsorber	17
3.1.2 Schätzung der Häufigkeit von Leckagen der DE-Sperr- und Kühlgas- leitungen, Heißgasmeß- und Heliumleitungen, Reservedurchführun- gen und Durchführungsrohren für Spaltproduktmeßeinrichtungen	21
3.1.3 Versagen der Dampferzeugerstopfen	22
3.1.4 Versagen der Gebläsedurchführungen in den Dampferzeugerstopfen, der unteren Dampferzeuger-Durchführungen, der Durchführungsliner der NWA-Kavernen	23
3.1.5 Ausfälle des Druckentlastungssystems, die einen Druckentlastungs- störfall auslösen	23
3.1.6 Schätzung der Häufigkeit kleiner Leckagen	26
3.2 Druckentlastungsstörfälle durch 'Mittlere Lecks im Primärkreis- lauf' ( $65 - 645 \text{ cm}^2$ )	33
3.2.1 Ereignisablaufanalyse	34

	Seite
3.2.1.1 Abschluß des Reaktorschutzgebäudes	34
3.2.1.2 Nichtverfügbarkeit des RSG-Abschlußsystems	34
3.2.1.3 Reaktorschnellabschaltung	35
3.2.1.4 Nachwärmeabfuhr	36
3.2.1.4.1 Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem	36
3.2.1.4.2 Ausfall des Hauptkühlsystems beim Übergang auf NWA-Betrieb	37
3.2.1.4.3 Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem	37
3.2.1.4.4 Startversagen des Hilfskühlsystems	38
3.2.1.4.5 Langzeitkühlung mit dem Hilfskühlsystem	39
3.2.1.4.6 Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems	39
3.2.1.4.7 Reparatur des Hilfskühlsystems	40
3.2.1.5 Linerkühlung	40
3.2.2 Ereignisablaufdiagramm der Druckentlastungen über 'Mittlere Lecks im Primärkreislauf'	42
3.3 Druckentlastungsstörfälle durch 'Große Lecks im Primärkreis- lauf' ( $> 645 \text{ cm}^2$ )	43
3.3.1 Ereignisablaufanalyse	44
3.3.2 Dampferzeuger-Folgeversagen	46
3.3.3 Wassereinbruch in den Primärkreislauf	47
3.3.4 Belastung der Hilfswärmetauscher	47
3.4 Druckentlastungsstörfälle durch 'Kleine Lecks im Primär- kreislauf'	49
4. Zusammenfassung der Ergebnisse der Ereignisablaufanalyse	50
Schrifttum	51
Abbildungen	52
Tabellen	53

## 1. EINLEITUNG

Der Reaktorkern des graphitmoderierten Hochtemperaturreaktors HTR-1160 wird primärseitig mit Heliumgas gekühlt. Das Gas wird von sechs Heliumgebläsen mit einem Druck von etwa 50 bar von oben durch die Kühlkanäle des Reaktorkerns gedrückt (Abb. 1). Aus dem Heißgasraum unterhalb des Kernes strömt das Helium durch die Dampferzeuger aufwärts und gibt dabei die im Kern aufgenommene Wärme an den Sekundärkreislauf ab. Der Primärkreislauf muß zur Aufrechterhaltung des Druckes und zum Einschluß von Spaltprodukten gasdicht abgeschlossen sein. Störfälle, die bei Versagen des Primärkreiseinschlusses zum Druckabbau durch Heliumverluste führen, werden als 'Druckentlastungsstörfälle' bezeichnet.

Die angenommene Druckentlastung über einen Ausströmquerschnitt von  $645 \text{ cm}^2$  in das Reaktorschutzgebäude ist als 'Größter anzunehmender Unfall' (GaU) eine der Berechnungsgrundlagen für die Störfallauslegung des HTR-1160-Konzeptes. Zum Konzept-Genehmigungsverfahren sind daher zum Nachweis der Beherrschung der erwarteten Belastungen durch

- Verringerung der Kühlgasdichte,
- mögliche Graphitoxidation infolge Lufteinbruchs in den Kern,
- Belastung der Reaktorkerneinbauten durch Druckgradienten,
- Belastung des Reaktorschutzgebäudes

umfangreiche Untersuchungen durchgeführt worden /1, 2, 3/, so daß sich die Arbeiten dieser Studie vorwiegend auf die probabilistischen Analysen konzentrieren konnten. Dabei stand die Ermittlung möglicher Leckquerschnitte und zugehöriger -häufigkeiten und die Analyse der Ereignisabläufe im Vordergrund, worauf hier im Detail eingegangen wird.

Hinsichtlich der Einteilung des denkbaren Leckgrößenspektrums erwies sich eine Differenzierung in drei Bereiche nach den Kriterien Komponentenbelastung, Anforderungen an Sicherheitssysteme und Auswirkungen des Störfalles als ausreichend. Für jeden Bereich lassen sich die Ereignisabläufe nach Auftreten des Lecks an einem bestimmten repräsentativen Leckquerschnitt analysieren und die Auswirkungen abschätzen. Den größten Beitrag zum Risiko liefert die Gruppe der mittleren Lecks, was im Hauptband, Kapitel 6.2 ausgeführt wird. Der Ereignisablauf der Druckentlastungsstörfälle soll daher für den Fall des am häufigsten zu erwartenden Lecks von  $180 \text{ cm}^2$  im Deckenbereich des Primärkreislaufs beschrieben werden. Die Abweichungen der Störfallabläufe bei kleineren oder

größeren Leckagen werden im Anschluß daran dargestellt.

Druckentlastungsstörfälle können auch auftreten, wenn nach Dampferzeugerleckagen Absperraktionen mißlingen. In diesen Fällen ist die Druckentlastung die Folge eines anderen auslösenden Ereignisses und wird dementsprechend im Ereignisablauf des initierenden Störfalles behandelt. Das vorliegende Kapitel beschreibt also nur Leckagen des Primärkreislaufes mit sofortiger Freisetzung von Kühlgas aus dem Reaktordruckbehälter in das Reaktorschutzgebäude.

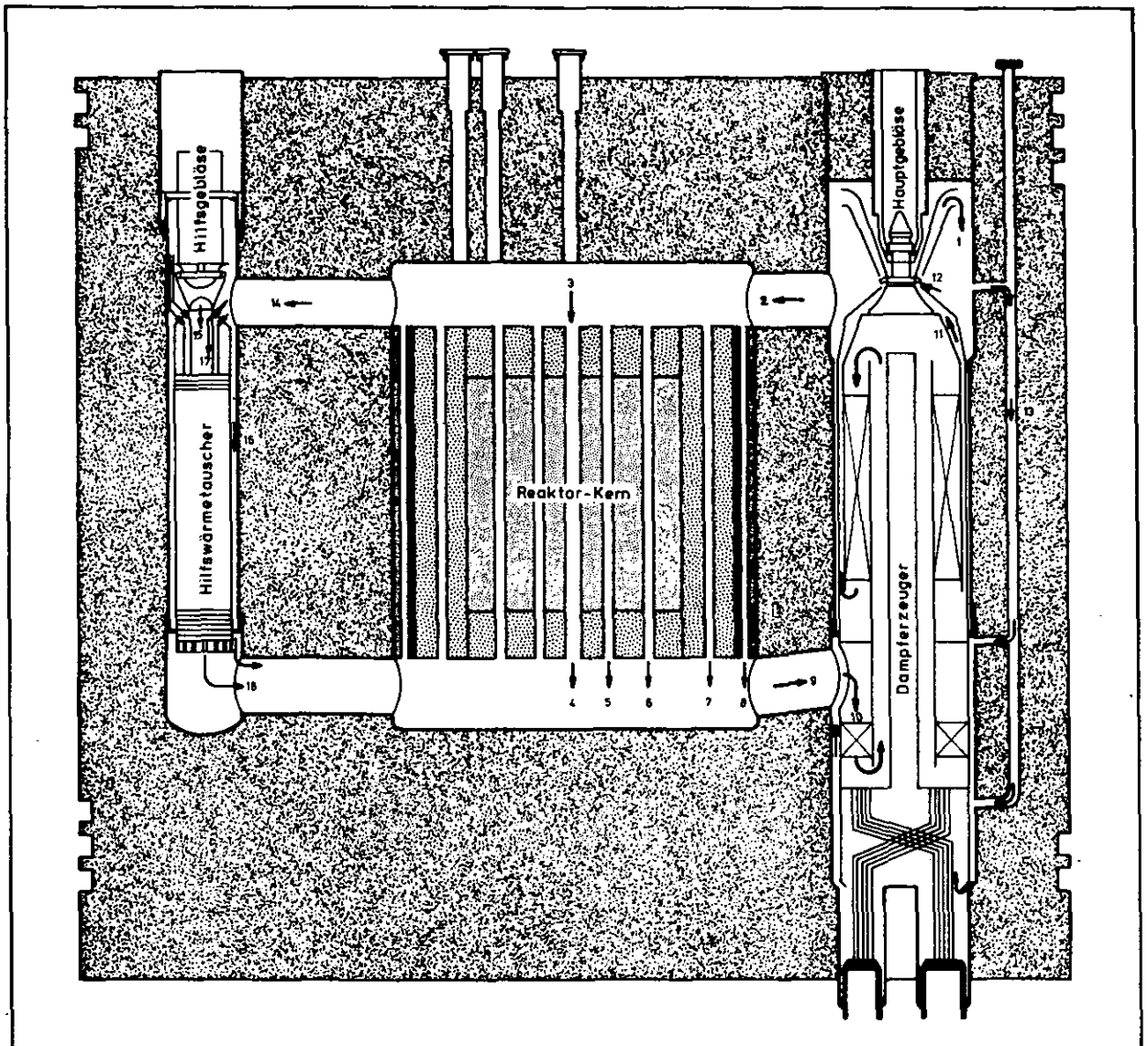


Abb. 1: Querschnitt durch den Reaktordruckbehälter mit Heliumfluß

## 2. BESCHREIBUNG DES PRIMÄRKOHLMITTELEINSCHLUSSES

Bevor die Leckageorte, die möglichen Leckquerschnitte und die Abschätzung der Eintrittshäufigkeiten beschrieben werden, soll zunächst der Primärkreiseinschluß einschließlich des Anbaus und der Geometrie des Reaktordruckbehälters kurz dargestellt werden.

### 2.1 Aufbau des Reaktordruckbehälters (RDB)

Das Primärkühlmittel (Helium) ist durch den Reaktordruckbehälter, durch Teile der Einbauten und durch Abschlüsse von der Umgebung und der Reaktorschutzgebäude-Atmosphäre separiert.

Der RDB besteht aus einem Spannbetonbehälter, der innen mit einer gasdichten Stahlauskleidung (Liner) versehen ist. Der Spannbetonbehälter hat die Form eines stehenden Zylinders von 27,79 m Höhe und 30,63 m Durchmesser (Abb. 1). Im Zentrum befindet sich eine zylindrische Kaverne von 14,43 m Höhe und 11,28 m Durchmesser für den Reaktorkern.

Die Kernkaverne ist von sechs symmetrisch angeordneten zylindrischen Kavernen von ca. 4,3 m Durchmesser umgeben, die die Dampferzeuger und Gebläse aufnehmen. Radial verlaufende zylindrische Gaskanäle von ca. 1,8 m Durchmesser im oberen und unteren Wandbereich der Kernkaverne verbinden diese mit den Dampferzeugerkavernen. Das obere Ende jeder Dampferzeugerkaverne ist mit einem ausbaubaren Betonstopfen von ca. 3,1 m Höhe verschlossen. Der Stopfen hat eine konzentrische Durchführung von 1,70 m Durchmesser für das Hauptgebläse.

Zwischen den Dampferzeugerkavernen sind symmetrisch verteilt vier zylindrische Kavernen von 2,12 m Durchmesser für die Nachwärmeabfuhrsysteme (NWA-Kavernen) angeordnet. Diese Kavernen sind durch je 2 NWA-Gaskanäle von 1,45 m bzw. 1,68 m Durchmesser mit der Kernkaverne verbunden.

Die Durchführungen und Schächte, die mit der Kernkaverne direkt oder indirekt in Verbindung stehen, sind in Tabelle 1 aufgelistet.

### 2.2 Durchführungsliner und Abschlüsse /1, 2, 3, 4/

Alle Kavernen, Schächte und Durchführungen sind mit durchgehenden, geschweißten Stahlauskleidungen (Liner) versehen, die gemeinsam mit den Abschlüssen als Dichtung für das Primärkühlgas wirken.

### Deckenbereich (Abb. 2)

- 6 Durchführungen zu den Dampferzeugerkavernen
- 4 Durchführungen zu den NWA-Kavernen
- 87 senkrechte Durchführungen von 0,55 m Durchmesser im Kernbereich dienen der Aufnahme von 85 Steuerstabeinheiten und 2 Hochtemperaturfiltern,
- 2 Schächte mit 2,74 m als größtem Durchmesser und 4,88 m Tiefe für die Druckentlastungssysteme,
- 10 Schächte von max. 0,80 m Durchmesser und ca. 5,1 m Tiefe für die Gasreinigungsanlage im äußeren Deckenbereich,
- 6 Sperr- und Kühlgasleitungen von ca. 0,3 m Durchmesser und 24 m Tiefe,
- 2 Verbindungsleitungen von ca. 0,35 m Durchmesser zwischen der Kernkaverne und den Schächten für die Druckentlastungssysteme,
- 2 Verbindungsleitungen zwischen den Durchführungen der Hochtemperaturfilter und den Schächten der Gasreinigungsanlage,
- 9 Rohre kleineren Durchmessers zur Instrumentierung.

### Wandbereich

- 13 Rohre von ca. 0,08 m Durchmesser für die Instrumentierung werden durch den zylindrischen Teil der Wand hindurchgeführt.

### Bodenbereich (Abb. 3)

- 5 Dampfrohrdurchführungen von max. 1,54 m Durchmesser zu jeder Dampferzeuger-Kaverne,
- 1 Durchführung von ca. 0,12 m Durchmesser zur Kernkaverne für die Reserveinstrumentierung,
- 3 Durchführungen für die Spaltproduktmessungen von ca. 0,12 m Durchmesser,
- 6 Rohrleitungen für die Gasrückführung (Gasproben).

Tabelle 1: Durchführungen und Schächte, die mit der Kern-Kaverne direkt oder indirekt in Verbindung stehen

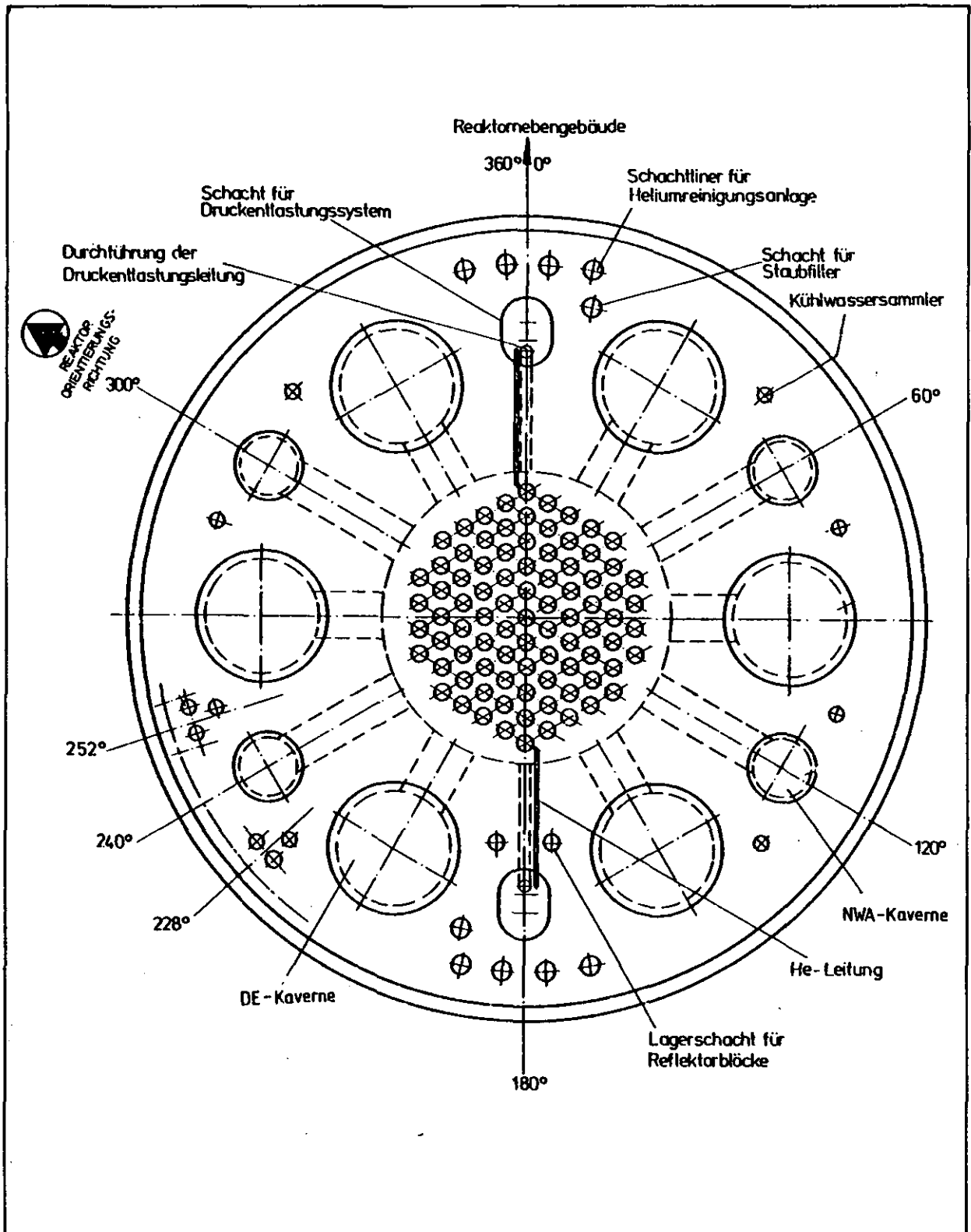


Abb. 2: Spannbetonbehälter (Schnitt durch die Behälterdecke)

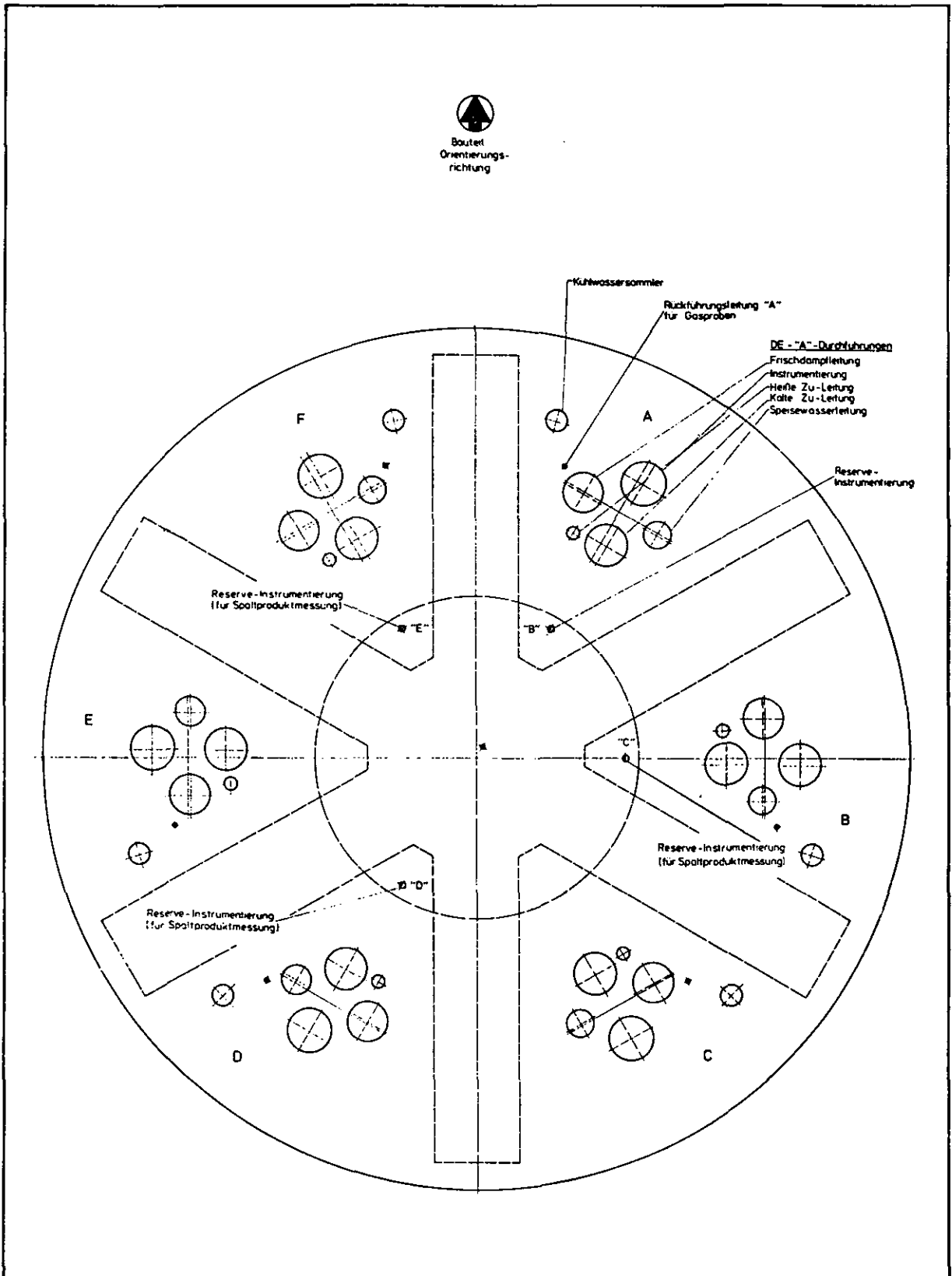


Abb. 3: Spannbetonbehälter (Schnitt durch den Behälterboden)



Die Durchführungsliner bestehen aus zylindrischen und kegeligen Schüssen und Schmiedeteilen, die miteinander verschweißt sind. Große Durchführungsliner sind gegen Austreiben aus dem Beton durch zwei Reihen von Scherankern gesichert, von denen jede Reihe so bemessen ist, daß sie allein die Austreibkräfte aufnehmen kann.

Bis auf die oberen Dampferzeugerdurchführungen sind alle Durchführungsliner und Rohre mit Abschlußdeckeln versehen, die gasdicht mit den als Flansch ausgebildeten Auskleidungsenden verschraubt sind (Abb. 4).

Der Abschluß des oberen Durchführungsliners der Dampferzeuger ist ein Betonstopfen, der gleichzeitig eine Abschirmfunktion übernimmt. In der Mitte des Stopfens befindet sich die Gebläsedurchführung, die durch je zwei Ankerebenen gegen Ein- oder Austreiben gesichert ist (Abb. 5).

Die Betonstopfen sind an den Seiten- und Bodenflächen in Stahlblech gefaßt. Der obere Rand der zylindrischen Blechumhüllung ist so ausgebildet, daß er sowohl als Flansch zur Befestigung des Stopfens am Durchführungsliner als auch als oberer Betonanker dient. Gegen Herausschleudern des Betons aus der Blechumhüllung ist an deren zylindrischem Teil eine weitere untere Betonankerebene vorgesehen. Der Dampferzeugerstopfen ist auf seiner gasbeaufschlagten Seite mit einer Faserisolierung versehen. Die Kühlung erfolgt durch ein auf der Ummantelung angebrachtes Kühlrohrsystem.

Alle Flanschdichtungen sind Doppelringdichtungen. Der Zwischenraum zwischen den konzentrischen Dichtungsringen wird mit Rein-Helium beaufschlagt, dessen Druck über dem des Primärgases liegt. Über die Helium-Drucküberwachung bzw. durch Absenken des Heliumdruckes unter Primärgasdruck kann bei Leckage festgestellt werden, ob der äußere oder der innere Dichtring defekt ist.

Eine Sonderstellung nehmen die Abschlüsse der Hilfskühlsystemdurchführungen ein (Abb. 6). Der Primärabschluß wird von einem inneren dichten Deckel gebildet; die Durchflußbegrenzung liegt außen und wird vom Hersteller als Durchflußbegrenzung mit Nulleckage bezeichnet. Dieser äußere Deckel ist bei Normalbetrieb nicht druckbeaufschlagt. Bei Undichtigkeit des Primärdeckels oder bei dessen Versagen kann er den vollen Behälterdruck aufnehmen.

Alle anderen Abschlüsse haben vorgeschaltete, innenliegende Durchflußbegrenzungen, die bei einem Versagen des Abschlußdeckels die Ausströmrates begrenzen. Die Abschlüsse mit ihren Linerteilen bis zur äußeren Verankerungsebene werden wie Druckbehälter bemessen /1/.

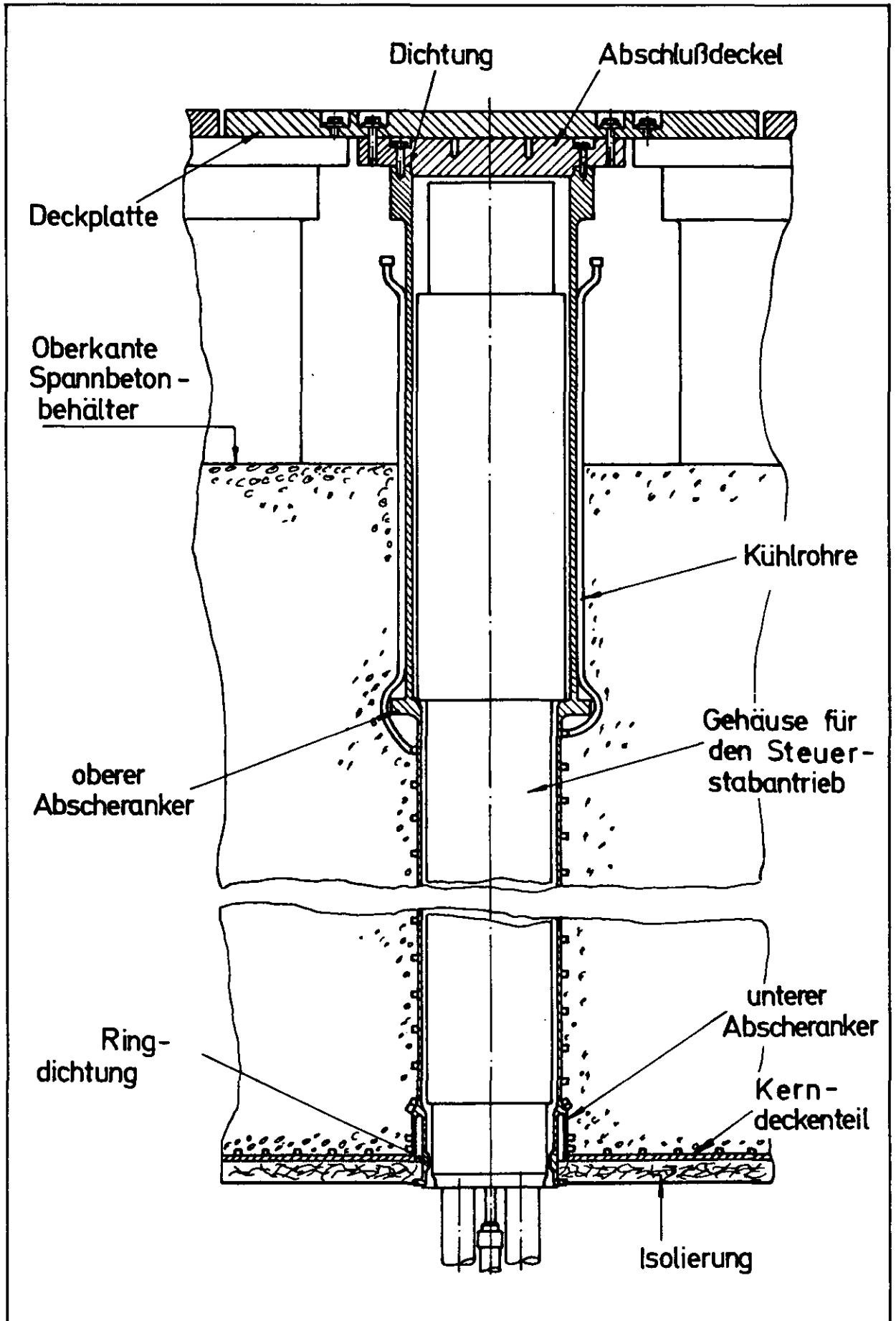


Abb. 4: Beladerohr mit Abschlußdeckel

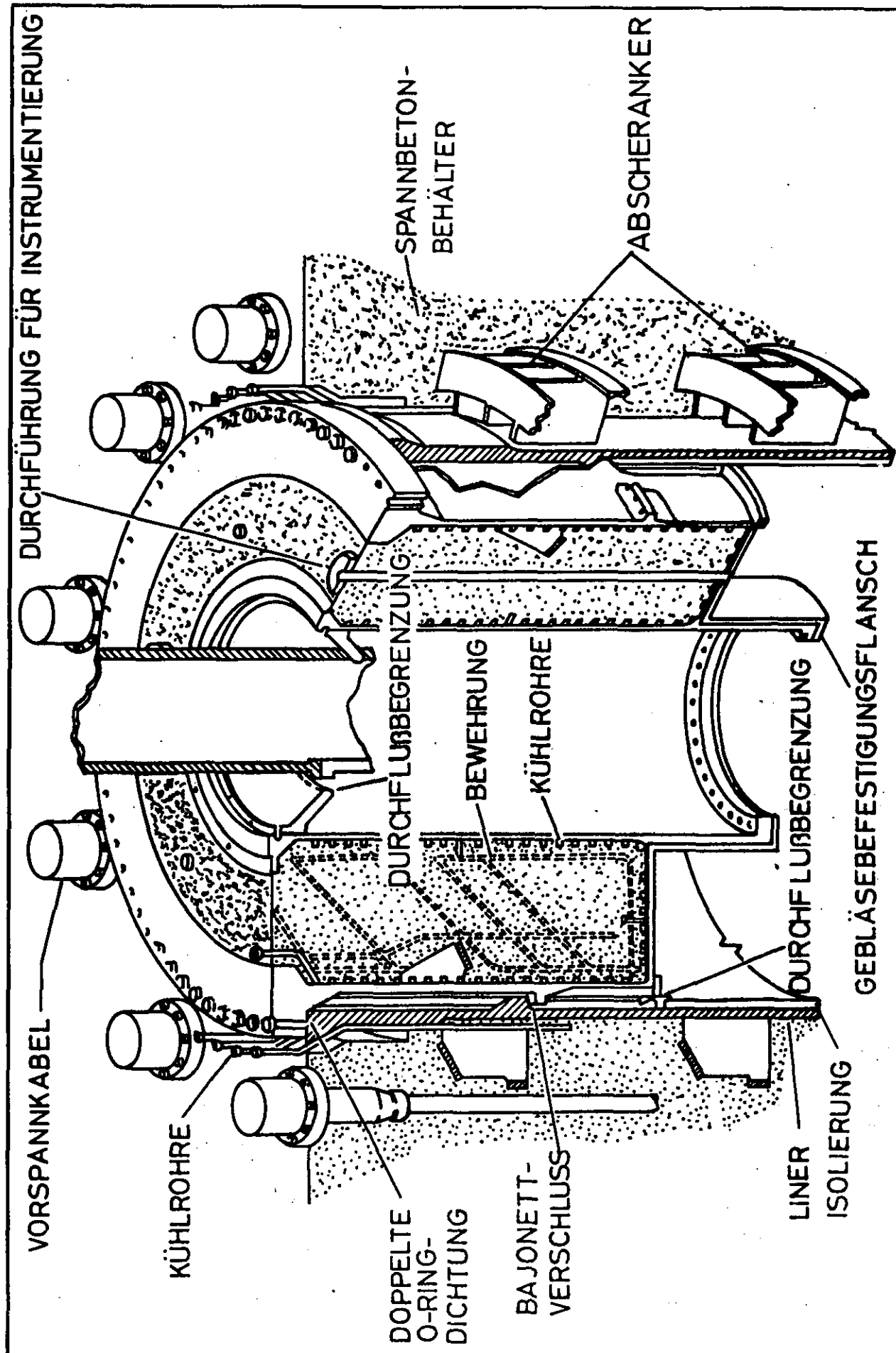


Abb. 5: Abschluß der Dampferzeugerdurchführungen

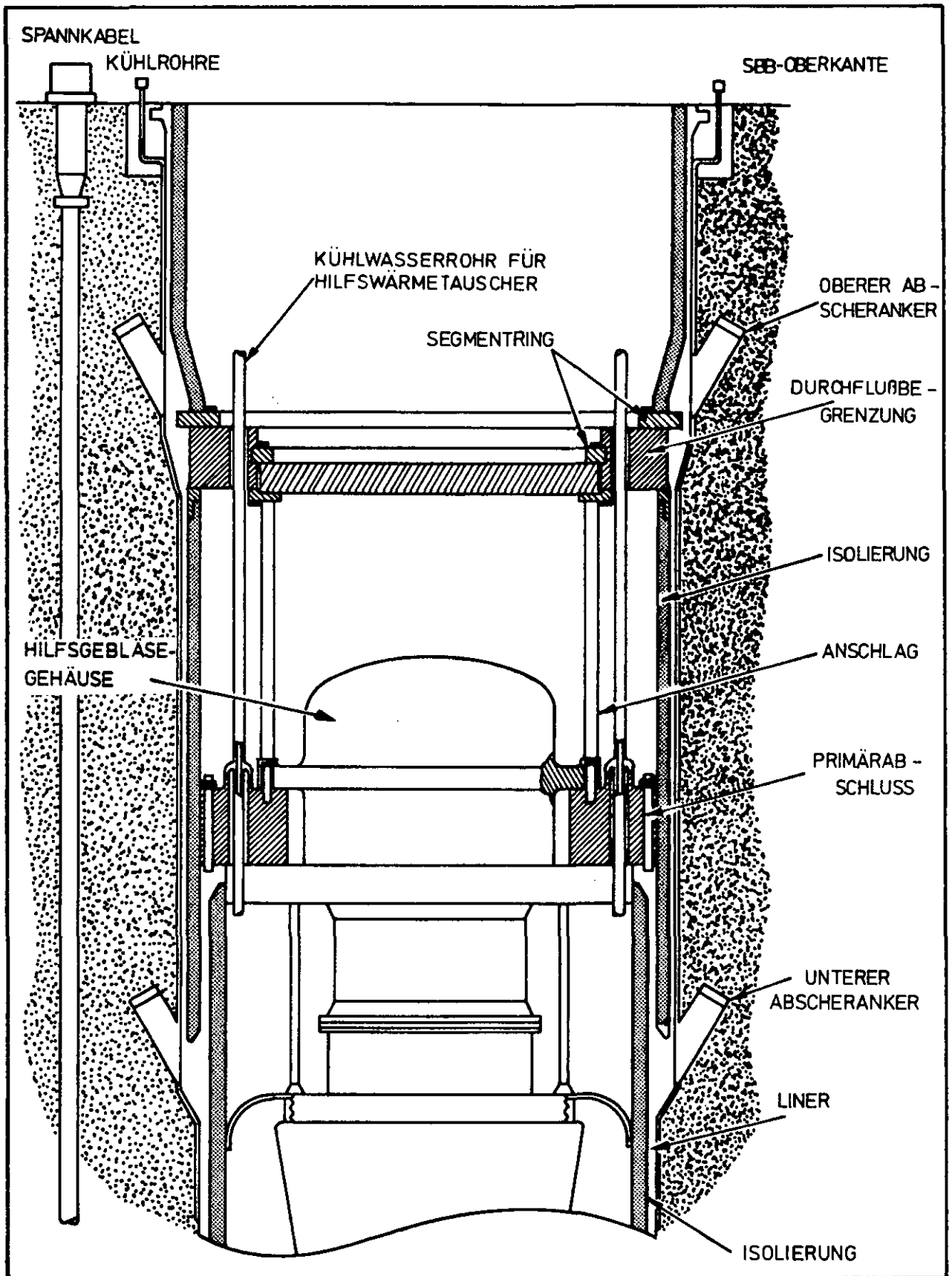


Abb. 6: Abschlüsse der im Spannbetonbehälter integrierten Komponenten des Hilfskühlsystems

Im Falle eines Versagens von RDB-Abschlüssen bei intakten Durchflußbegrenzungen können die Ausströmungsquerschnitte bei intakten Durchflußbegrenzungen der Tabelle 2 entnommen werden.

Benennung	Maximal Freier Querschnitt bei intakter Strömungsbegrenzung	Anzahl	Nennweite	Einbauort	Dichtungsprinzip
Beladeröhre R 1 bis R 85	161 cm <sup>2</sup>	85	550 mm/ 480 mm	Decke	Doppeldichtung mit Sperrgas, Leckagekontrolle möglich
Durchführungsliner für Filter/Adsorbersystem, R 86/87	161 cm <sup>2</sup>	2	550 mm/ 480 mm	"	"
Durchführungsliner, Abschlüsse der DE-Kavernen (Stopfen) A - F	645 cm <sup>2</sup>	6	4394 mm	"	"
Gebläse im Stopfen	540 cm <sup>2</sup>	6	1700 mm	im Stopfen	Flanschdichtung
Durchführungsliner, Abschlüsse der NWA-Kavernenliner A, B, C, D	645 cm <sup>2</sup> am inneren Deckel 0 cm <sup>2</sup> am äußeren Deckel	4	2420 mm/ 2515 mm	"	"
Schachtliner für He-Reinigungssystem		10	720 mm	"	"
Heliumleitung		2	100 mm	"	"
DE-Sperrgas-Kühlgasleitung	161 cm <sup>2</sup>	6	273 mm Außen-Ø	Seitenwand	Doppeldichtung mit Sperrgas; Leckagekontrolle möglich
Durchführungsrohr zum Überdruckentlastungssystem	516 cm <sup>2</sup>	2	356 mm Außen-Ø	RDB-Decke Seitenwand	Berstscheibe und Sicherheitsventil
Reservedurchführungsrohre	80 cm <sup>2</sup>	2	100 mm	im RDB-Boden- u. Deckenteil	Deckel mit Doppeldichtung
Durchführungsrohre für Spaltproduktmeßeinrichtungen	20 cm <sup>2</sup>	3	100 mm	RDB-Boden- teil	Deckel mit Doppeldichtung
Durchführungsrohre für Druckmessungen		2	40 mm	im RDB-Boden- u. Deckenteil	Abschlußdeckel mit prüfbarer Doppeldichtung
DE-Instrumentierung	500 cm <sup>2</sup>	6	136 mm	Boden	
Heißgasmeßleitungen	50 cm <sup>2</sup>	13	80 mm	Zylinder	Abschlußdeckel mit Doppeldichtung und Prüfung

Tab. 2: Maximal freiwerdende Querschnitte bei Versagen der RDB-Durchführungen mit intakten Durchflußbegrenzern

Als Auslegungstörfall (GaU) ist ein Versagen des oberen Dampferzeuger-Abschlusses definiert, bei dem ein Leckquerschnitt von  $645 \text{ cm}^2$  frei werden würde. Gegen dieses Veragen müssen RDB und Reaktorschutzgebäude ausgelegt sein.

Das vollständige Versagen einer Dampferzeugerstopfen-Verankerung würde nach Austreiben des Stopfens zu einem Ausströmquerschnitt von  $15 \text{ m}^2$  führen.

### 2.3 Aufbau des Druckentlastungssystems

Das Druckentlastungssystem soll einen Anstieg des Primärgasdruckes über den zulässigen Kavernendruck verhindern. Das Druckentlastungssystem besteht aus zwei parallel geschalteten unabhängigen redundanten Einzelsystemen; d.h. jedes Einzelsystem ist in der Lage, einen unzulässig hohen Druckanstieg zu verhindern. Die Druckentlastung erfolgt ins Reaktorschutzgebäude.

Abb. 7 zeigt das Schaltschema des Druckentlastungssystems. In Gasaustrittsrichtung sind hintereinander geschaltet eine Motorabsperrarmatur, ein Sicherheitsventil und eine Berstscheibe mit Fangeinrichtung /6/.

Die Absperrarmaturen sind elektrisch so verriegelt, daß nur jeweils eine Absperrarmatur während Wartungsarbeiten oder bei Austausch einer Berstscheibe geschlossen werden kann. Während des Reaktorbetriebs sind die beiden Absperrarmaturen geöffnet.

Die Berstscheibe hat keine sicherheitstechnische Bedeutung, da der Ansprechdruck des Sicherheitsventiles deutlich höher ist als der Berstdruck der nachgeschalteten Berstscheibe. Als Sicherheitsventil ist für den HTR-1160 ein federbelastetes Ventil mit Zusatzbelastung vorgesehen. Dieses Ventil ist entsprechend der Benennung in den Sicherheitsrichtlinien für Sicherheitsventile (Richtlinien für Dampfkessel) und nach AD-Merkblatt A2 als mittelbar wirkende Sicherheitseinrichtung gegen Drucküberschreitung mit beliebiger Dichtkraft einzustufen. Richtliniengemäß sind zum Steuern der Dichtkraft drei getrennte Leitungsstränge vorhanden. Dieser Sicherheitsventiltyp mit Steuerungsgruppe für die Zusatzbelastung soll folgende Aufgaben erfüllen /6/:

- a) Aufbringen einer zusätzlichen Dichtkraft am Kegel des Federsicherheitsventiles während des Normalbetriebes durch Beaufschlagung eines Pneumatikkolbens mit Belastungsluft.
- b) Abwurf der Belastungsluft bei gleichzeitigem Zuschalten von Hubluft unter dem Pneumatikkolben. Dadurch kann eine kleine Ventilöffnungszeit eingehalten werden.

- c) Öffnen des Sicherheitsventiles bei beliebigem Druck des Druckbehälters durch Abwurf der Belastungsluft und Zuschalten von Hubluft höheren Drucks unter den Pneumatikkolben.

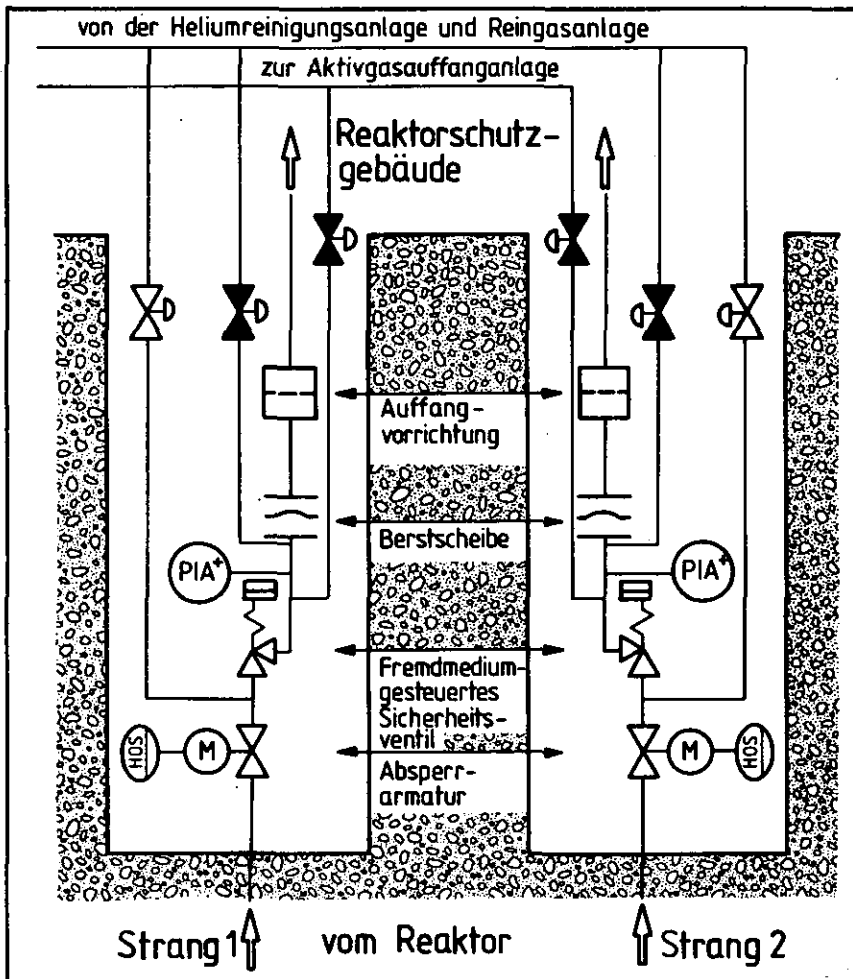


Abb. 7: Reaktordruckbehälter-Druckentlastungssystem

Nach den Gutachtensbedingungen /2/ muß der Ansprechdruck beider Sicherheitsventile 52,9 bar betragen (GB 2.6.2 - 1). Die Bedingung wird als erfüllt angesehen.

Über den Öffnungsquerschnitt der Sicherheitsventile lagen beim derzeitigen Stand des Genehmigungsverfahrens des HTR-1160 noch keine endgültigen Werte vor. Die Abblaseleistung eines Ventils (100 %) wird orientiert an der Beherrschung eines Druckaufbaus durch Wassereintrich von 41 kg/sec in den Primärkreislauf.

Für die der AIPA /7/ zugrundeliegenden Anlage ist unter den gleichen Bedingungen wie beim HTR-1160 ein Öffnungsquerschnitt von  $\sim 180 \text{ cm}^2$  für ein Sicherheitsventil berechnet worden. Dieser Wert wird für die Analyse des HTR-1160 angenommen.

## 2.4 Meß- und Versorgungsleitungen, die mit dem Primärkreislauf in Verbindung stehen

Die Rohrleitungen des zweiten Abschaltsystems, des Spülgassystems und der Gasanalyse stehen mit dem Primärkreislauf in Verbindung. Da die Leitungen sowohl innerhalb als auch außerhalb des Reaktorschutzgebäudes verlegt sind, kann es bei Rohrleitungsbrüchen und Versagen der Absperreinrichtungen zur Primärgasfreisetzung in das RSG oder direkt in die Umgebung kommen.

Das zweite Abschaltssystem hat 73 Leitungen mit je 20 mm Durchmesser zur Druckgasversorgung der Borkugel-Behälter. Jede Leitung enthält eine Rückschlagarmatur und zwei parallele, von Hand fernbetätigbare Absperrventile, die normalerweise geschlossen sind und zu Funktionsprüfungen oder zur Betätigung des zweiten Abschaltsystems geöffnet werden (Abb. 8).

Zwischen dem RSG und den Absperrventilen befindet sich ein in Offenstellung verriegeltes, handbetätigtes Ventil, das bei Funktionsprüfung des Abschaltsystems geschlossen wird.

Bei Bruch einer Leitung außerhalb des RSG verhindern die Rückschlagklappe und die normalerweise geschlossenen parallelen Absperrventile den Austritt von Kühlmittel in die Umgebung.

Das Spülgassystem verfügt über diverse Rohrleitungen, die gereinigtes Helium zu den Deckendurchführungen des Spannbetonbehälters führen. Diese Leitungen werden innerhalb des RSG zunächst auf zwei Sammelleitungen geführt, die von Hand absperrrbar sind. Hinter den Absperrarmaturen werden die beiden Leitungen innerhalb des RSG zu einer Sammelleitung zusammengefaßt und in das Reaktornebengebäude geführt. In diese gemeinsame Leitung ist vor und hinter der RSG-Wand eine ferngesteuerte und von Hand zu betätigende Absperrarmatur eingebaut.

Die Armaturen werden automatisch geschlossen über ein Alarmsignal in einer Einzelleitung oder über ein Signal von der Durchflußmessung in der Sammelleitung. Jede Einzelleitung enthält ein in der RDB-Durchführung eingebautes Rückschlagventil.

Beim Bruch der Sammelleitung außerhalb des RSG verhindern sowohl die Absperrarmaturen, als auch die Rückschlagventile das Ausströmen des Reaktorkühlmittels.



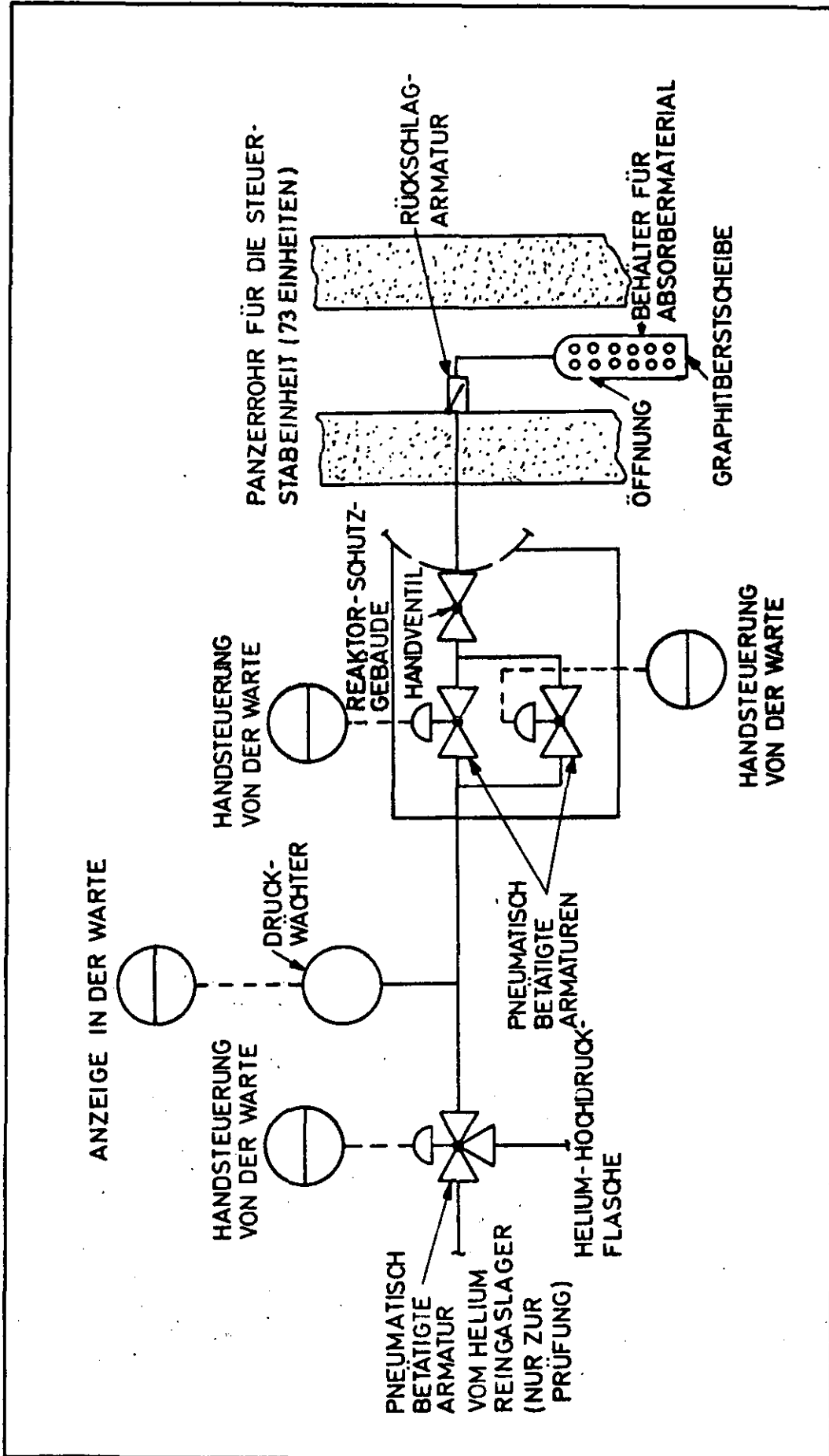


Abb. 8: Versorgungsleitungen des zweiten Abschaltsystems

### 3. EREIGNISABLAUFANALYSE

Zur Übersicht sind in Abbildung 9 die wesentlichen Ereignisse eines Druckentlastungsstörfalles als Flußdiagramm dargestellt. Die zur Beherrschung dieser Störfälle erforderlichen Sicherheitssysteme sind unabhängig von den Leckgrößen. Leckagen mit Querschnitten kleiner als  $65 \text{ cm}^2$  erlauben jedoch eine langfristige Nachwärmeabfuhr mit dem Hauptkühlsystem, so daß das Hilfskühlsystem für diese Fälle als redundantes System zur Verfügung steht.

Primärkreisabschlüsse, deren Versagen zu Ausströmquerschnitten über  $645 \text{ cm}^2$  führen könnte, sind mit Strömungsbegrenzern und Mehrfachsicherungen versehen. Folgeversagen von Heißgasisolierungen, Wärmetauschern und anderen Primärkreis-komponenten durch die mit den Ausströmvorgängen verbundenen Druckgradienten ist erst bei Leckagen weit oberhalb von  $645 \text{ cm}^2$  wahrscheinlich. Das denkbare Leckspektrum wurde daher in drei Klassen unterteilt:

- I. 'Kleine Lecks' ( $< 65 \text{ cm}^2$ )
- II. 'Mittlere Lecks' ( $\geq 65 \text{ cm}^2 - 645 \text{ cm}^2$ )
- III. 'Große Lecks' ( $\geq 645 \text{ cm}^2$ )

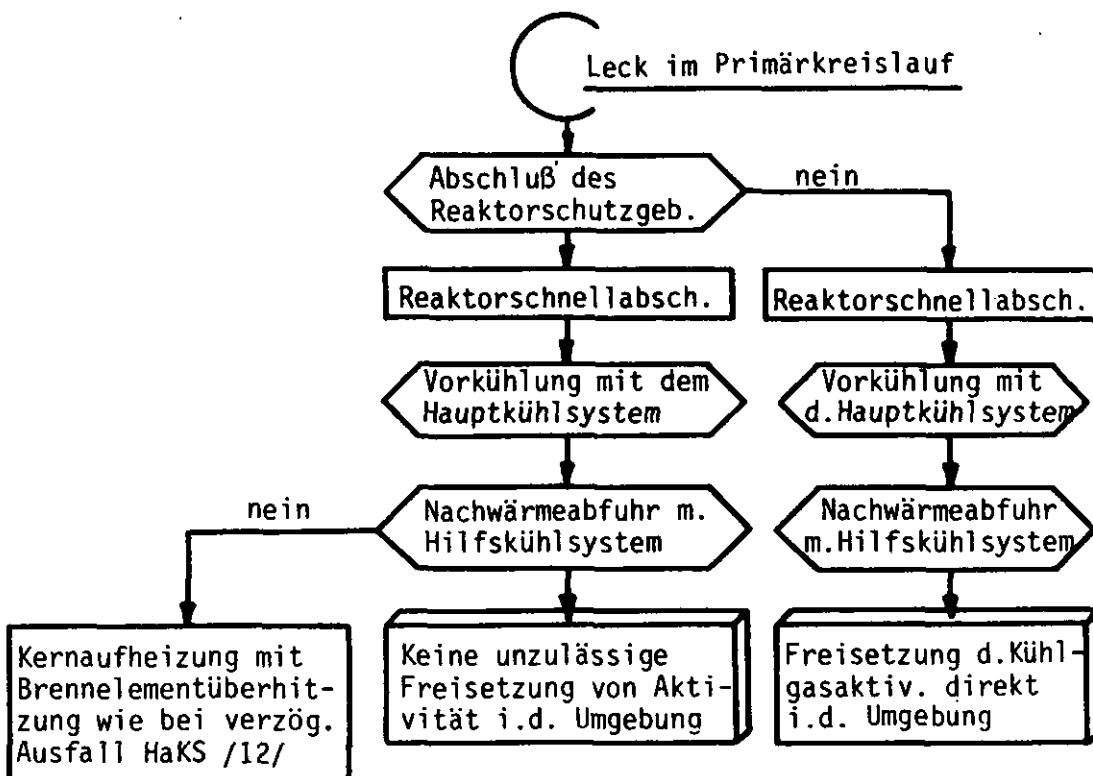


Abb. 9: Ereignisablauf 'Leck im Primärkreislauf'

### 3.1 Auslösendes Ereignis

Unmittelbare Erfahrungen, die eine direkte statistische Auswertung der Häufigkeiten von Primärkreisleckagen erlauben, liegen nicht vor. Die Wahrscheinlichkeitswerte mußten durch Fehlerbaumanalysen und Vergleiche mit Schadensstatistiken ähnlicher Komponenten anderer Systeme abgeschätzt werden.

Dazu wurden konstruktiv ähnliche Durchführungen, Abschlüsse und Leitungen zu folgenden Gruppen zusammengefaßt:

- I. Beladerohre und Durchführungsliner der Hochtemperatur-Filter-Adsorber.
- II. DE-Sperr- und Kühlgasleitungen (6), Heißgasmeßleitungen (13), Reserve-durchführungen (2), Durchführungsrohre für Spaltproduktmeßeinrichtungen (3), Heliumleitungen für DE-Instrumentierung (2).  
Diese Durchführungen haben keine Scherankerreihen. Sie sind durch Einfachdeckel abgeschlossen.
- III. DE-Kavernenstopfen
- IV. Gebläsedurchführungen im Stopfen, untere DE-Durchführungen, Durchführungsliner und Abschlüsse der NWA-Kavernen.
- V. RDB-Druckentlastungssystem
- VI. Kleine Lecks ( $\leq 65 \text{ cm}^2$ ) durch Rohrleitungsbrüche der Heliumsysteme

#### 3.1.1 Schätzung der Häufigkeiten von mittleren und großen Leckagen der Beladerohre und Durchführungsliner der Hochtemperatur-Filter-Adsorber

In der Decke des RDB sind 85 Beladerohre und 2 Filteradsorberrohre angeordnet. Die Beladerohre, in denen sich die Steuerstabeinheiten befinden, werden durch Abschlußdeckel (Abb. 4) verschlossen. Der Deckel wird mit 32 Schrauben an dem als Flansch ausgebildeten Durchführungsliner befestigt. Die Abschlußdeckel werden ihrerseits durch Deckplatten gesichert, die jeweils einen Abschlußdeckel zentral und sechs weitere jeweils halb überlappen.

Wird unterstellt, daß ein Austreiben des Beladerohres oder der Steuerstabeinheit möglich wäre, so könnte ein Ausströmquerschnitt von  $1677 \text{ cm}^2$  freigelegt werden. Aus dem Fehlerbaum der Abbildung 10 sind die Einzelereignisse zu entnehmen, die zum Austreiben des Panzerrohres oder der Steuerstabeinheit führen. Danach sind folgende Versagensarten denkbar:

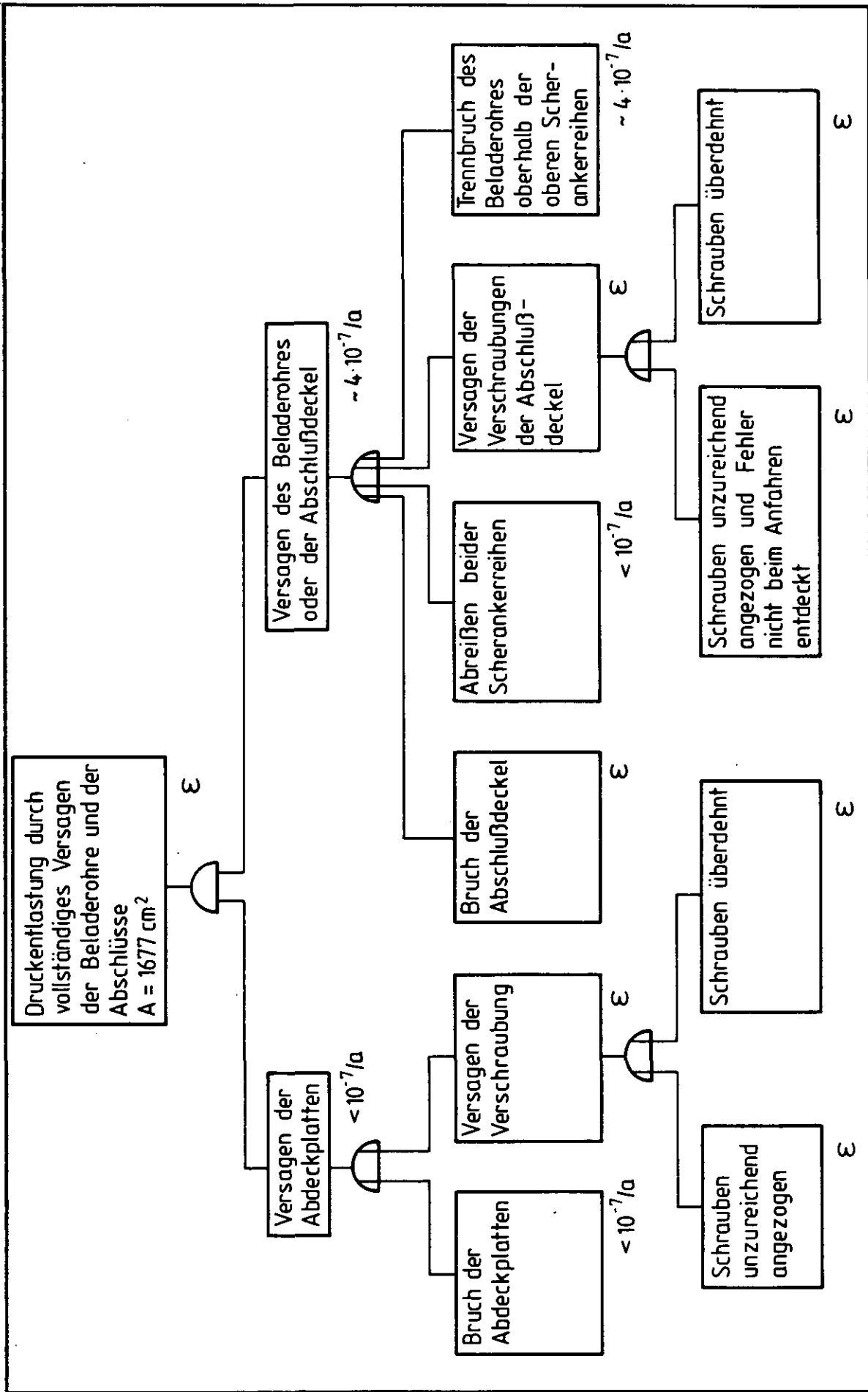


Abb. 10: Fehlerbaum 'Vollständiges Versagen der Beladerohrabschlüsse mit Austreiben der Steuerstabeinheit' ( $\epsilon$  steht für sehr kleine Wahrscheinlichkeiten, die bei Risikoabschätzungen keinen Beitrag liefern)

Versagen der Abdeckplatten, die den Abschlußdeckel des Beladerohres überdecken und sichern und zusätzlich

1. Trennbereich des Beladerohres oberhalb der Scherankerreihen, oder
2. Abreißen beider Scherankerreihen, oder
3. Bruch des Abschlußdeckels

Zur Abschätzung der Häufigkeit eines Trennbruches wurde die in AIPA für die Berechnung der Ausfälle von Heliumversorgungsleitungen benutzte Angabe des US-Department of Transport (Office of Pipe Line Safety) zu Versagensraten von Gaspipelines von 50 mm bis 762 mm Durchmesser mit Druckbelastungen von 48 bar bis 52 bar verwendet. Nach dieser Quelle ist die Rate für Rohrbrüche  $\sim 3 \times 10^{-8}/\text{ft} \cdot \text{a}$  (Medianwert). Das entspricht einem Erwartungswert von  $\sim 2 \cdot 10^{-7}/\text{m} \cdot \text{a}$ . Für den Fall des totalen Versagens nach Fall 1 interessiert nur ein Trennbruch oberhalb der Scheranker (Abb. 4). Der Abstand zwischen den oberen Scherankern und den Abschlußdeckeln beträgt  $\sim 1,75$  m. Die Häufigkeit für diesen Bruch ist demnach für ein einzelnes Rohr  $\sim 4 \cdot 10^{-7}/\text{a}$  (Die Werte sind nach oben gerundet).

Zum Austreiben des Rohres mit der Steuerstabeinheit muß nun zusätzlich zum Trennbruch noch ein Versagen der Abdeckplatten vorliegen. Wird als Fehler ein Bruch von Abdeckplatten angenommen, so sind eigentlich zwei Fälle zu unterscheiden, da einige der Steuerstabeinheiten von einer Platte zentral und die anderen jeweils von zwei halben benachbarten Platten überdeckt und gesichert werden. Dieser Unterschied wird jedoch nicht berücksichtigt. Es wird davon ausgegangen, daß auch bei Überdecken einer Abschlußplatte durch zwei halbe Abdeckplatten bereits der Bruch einer Abdeckplatte zum Verlust der Sicherungsfunktion führt. Im Normalfall haben die Abdeckplatten keine Kräfte aufzunehmen. Ein Versagen durch Dauerbelastungen ist also auszuschließen. Ein Bruch bei Belastungen nach Trennbrüchen der Beladerohre oberhalb der Scheranker oder nach Versagen der Abschlußdeckel ist, gemessen an den Häufigkeiten eines Rohrbruches, aufgrund der Flächenverhältnisse bei gleicher Auslegung unwahrscheinlicher. Die Eintrittswahrscheinlichkeit dürfte demnach unterhalb von  $10^{-7}/\text{a}$  liegen.

Eine besondere Schwierigkeit liegt in der Abschätzung der Häufigkeiten für ein Versagen der Verschraubungen von Deckplatten und Abschlußdeckeln. Für eine genaue Analyse sind die Arbeitsgänge und die Kenntnis der Werkzeuge zum Beladen, Entladen und zum Steuerstabwechsel notwendig. Die Unterlagen lassen beim derzeitigen Stand der Detaillierung keine Fehlerbaumanalyse zu. Zur Abschätzung können jedoch die Verfahren beim Verschließen der Druckbehälter von

Leichtwasserreaktoren herangezogen werden. Die dort getroffenen Sicherheitsmaßnahmen, die sicherheitstechnische Auslegung der Werkzeuge und die Kontrollen auf Dichtigkeit nach Beladen und Entladen sind auch für den Betrieb eines HTR-1160 als Maßstab anzusehen. Danach kann davon ausgegangen werden, daß die Verschraubungswerkzeuge bei richtiger Bemessung und Fertigung ein Überdehnen der Schrauben nicht zulassen, daß die Drehmomente redundant überwacht werden und die Dehnungen der Schrauben durch Dehnungsmeßstreifen geprüft werden. Durch Druckproben wird jeweils vor Inbetriebnahme die Dichtigkeit der Verschlüsse geprüft. Um eine durch Abreißen von überdehnten Schrauben verursachte Druckentlastung auszulösen, muß

- eine falsche Auslegung der Verschraubungswerkzeuge und
- falsche Eichung der redundanten Drehmomentüberwachung,
- fehlerhafte Kontrolle durch Dehnungsmeßstreifen,
- Überdehnen der Schrauben über die Belastungsgrenze und
- kein Versagen bei Druckproben, sondern erst während des Leistungsbetriebes

unterstellt werden. Die Wahrscheinlichkeit dieser Ereigniskombination ist so gering, daß ein Versagen von Abschlußdeckeln und Abdeckplatten aufgrund von Schraubenüberdehnungen ausgeschlossen werden kann.

Unzureichende Verschraubungen der Abschlüsse sind bei Druckproben über die Heliumsysteme und die speziellen Einrichtungen zur Leckdetektion erkennbar, bevor der Leistungsbetrieb wieder aufgenommen wird. Drehmomentüberwachung bei Anziehen der Schrauben und Kontrolle der Schraubendehnungen haben gleiche Wirksamkeit hinsichtlich der Fehlererkennung unzureichender Verschraubungen wie im Falle einer gedachten Möglichkeit des Überdehnens von Schrauben. Auch dieser Fall ist so unwahrscheinlich, daß er in den anschließenden Betrachtungen nicht weiter behandelt wird.

Bleibt die Funktion der Abdeckplatten erhalten, kann nach /1, 2/ bei Versagen eines Beladerohres durch

- Trennbruch oder Aufreißen der Rohre
- Bruch oder Undichtigkeiten des Abschlußdeckels

ein maximales Leck von  $161 \text{ cm}^2$  entstehen. Der Bruchort des Rohres ist hier beliebig (also auch unterhalb der Scheranker), da die Leckage auch ohne Austreiben des Rohres entsteht. Bei Berechnung der Leckhäufigkeiten muß also die volle Rohrlänge von 6,5 m berücksichtigt werden. Mit der oben verwendeten Rate für das Versagen von Gaspipelines erhält man als Häufigkeit einen Anteil von  $\sim 10^{-6}/a$  und Einzelrohr. Brüche von Abschlußdeckeln sind unwahr-

scheinlicher als die Rohrbrüche (s. oben). Kleine Undichtigkeiten an den Abschlußdeckeln sind jedoch wesentlich häufiger zu erwarten. Um allerdings ein Leck von  $65 \text{ cm}^2$  bis  $161 \text{ cm}^2$  Ausströmfläche zu erzeugen, müßte ein Deckel um 4 mm bis 10 mm angehoben werden. Für einen einzelnen Deckel wäre diese Strecke nur bei fehlerhafter Verschraubung möglich.

Kleine Leckagen unterhalb von  $65 \text{ cm}^2$  werden später gesondert behandelt.

Die Schätzung ergibt also als partiellen Beitrag der 85 Beladerohre zu den Häufigkeiten

großer Lecks	( $\geq 645 \text{ cm}^2$ )	$\ll 10^{-8}/\text{a}$
mittlerer Lecks	( $\geq 65 \text{ cm}^2 - 645 \text{ cm}^2$ )	$\sim 10^{-5}/\text{a}$

### 3.1.2 Schätzung der Häufigkeit von Leckagen der DE-Sperr- und Kühlgasleitungen, Heißgasmeß- und Heliumleitungen, Reservedurchführungen und Durchführungsrohren für Spaltproduktmeßeinrichtungen

Die genannten Durchführungen haben nach /3/ keine Strömungsbegrenzer und keine Scheranker. Sie sind mit einfachen Abschlußdeckeln versehen. Bei einem Trennbruch des Durchführungsrohres oder bei vollständigem Versagen des Abschlußdeckels wird der gesamte Querschnitt dieser SBB-Durchführungen ( $80 \text{ cm}^2 - 161 \text{ cm}^2$ ) frei.

Für den Bruch eines Rohres wird wie unter 3.1.1 eine Rate von  $2 \cdot 10^{-7}/\text{a} \cdot \text{m}$  angenommen. Bei einer Gesamtrohrlänge von ca. 300 m der hier behandelten Leitungen und Durchführungen ergibt sich eine Wahrscheinlichkeit für ein mittleres Leck von  $6 \cdot 10^{-5}/\text{a}$ .

Es ist davon auszugehen, daß für die Abschlüsse dieser Durchführungen die gleichen Prüf- und Sicherungsmaßnahmen bei Manipulationen und beim Verschließen der Durchführungen gelten, wie beim Verschließen der Beladerohröffnungen. Die dabei möglichen Fehler haben demnach eine sehr geringe Eintrittswahrscheinlichkeit (s.o.).

Damit ergibt sich folgender Beitrag zu mittleren Lecks:

$$(\text{Leckgröße } 65 \text{ cm}^2 - 180 \text{ cm}^2) \quad 6 \cdot 10^{-5}/\text{a}$$

### 3.1.3 Versagen der Dampferzeugerstopfen

Das Versagen des Dampferzeugerkavernenstopfens ist in /5/ untersucht worden. Danach sind vier Versagensarten denkbar

1. Versagen der Dehnschrauben und anschließend der Bajonettverschlüsse,
2. Versagen der Schweißnähte an beiden Scherankern und der Liner-Schweißnaht  $t = 14 \text{ mm}$  unterhalb des unteren Scherankers,
3. Versagen des oberen Scherankers und der Liner-Schweißnaht  $t = 40 \text{ mm}$  zwischen beiden Scherankern,
4. Versagen des Behälterbetons in Form eines Herausstanzens außerhalb der Scheranker.

Durch das damit verbundene Austreiben des Stopfens besteht die Gefahr, daß das Reaktorschutzgebäude durchschlagen wird und daß Folgeschäden an den Wärmetauschern und der Heißgasisolierung infolge der Druck- und Temperaturtransiente auftreten. Fallen Deckenplatten der Isolierung auf den Reaktorkern, wird die Nachwärmeabfuhr beeinträchtigt.

Ein Leck von der Größe eines DE-Stopfens ( $\sim 15 \text{ m}^2$ ) zieht außerdem einen massiven Lufteinbruch in den Reaktorkern nach sich.

Die Wahrscheinlichkeit für ein Stopfenversagen ist nach den Rechnungen sehr klein ( $\ll 10^{-10}/\text{a}$ ), so daß ein Versagen praktisch ausgeschlossen werden kann.

Wegen der sehr kleinen Eintrittswahrscheinlichkeit ergibt dieses Ereignis trotz der großen Auswirkungen keinen Beitrag zum Risiko.



#### 3.1.4 Versagen der Gebläsedurchführungen in den DE-Stopfen, der unteren DE-Durchführungen, der Durchführungsliner der NWA-Kavernen

Für die aufgeführten Durchführungen und Abschlüsse ist ein Vergleich mit Rohrleitungsversagen fragwürdig, da sie sich durch die Konstruktion, die Strömungsbegrenzer, durch Anschläge, die ein Austreiben verhindern und durch die Größe ihrer Abmessungen von den Gas-Pipelines unterscheiden, mit denen die Beladerohre und die unter 3.1.1 betrachteten Durchführungen verglichen wurden.

Da hier nur Mehrfachbrüche, Abreißen von zwei Scherankern und Schraubenversagen zu mittleren Leckagen führen können, ist es aufgrund der dominanteren Beiträge anderer Primärgasabschlüsse wie bei vollständigem Versagen der Beladerohre wegen der geringen Eintrittshäufigkeit gerechtfertigt, das Versagen der unter 3.1.4 zusammengefaßten Durchführungen zu vernachlässigen.

Es soll jedoch darauf hingewiesen werden, daß als einleitendes Ereignis für den im Genehmigungsverfahren betrachteten maximalen DES das Versagen eines der oberen Gebläseabschlüsse ohne Berücksichtigung der Wahrscheinlichkeit dieses Störfalles angenommen wurde.

#### 3.1.5 Ausfälle des Druckentlastungssystems, die einen Druckentlastungsstörfall auslösen

Während des normalen Betriebes hat das Druckentlastungssystem als Teil des Primärgaseinschlusses Dichtfunktionen zu übernehmen. Ein Versagen dieser Funktion führt zum Ausströmen des Primärkühlmittels in das Reaktorschutzbäude.

Die Analyse hat an dieser Stelle nur diejenigen Störfälle zum Gegenstand, die durch unbeabsichtigtes Öffnen der Entlastungsstränge ausgelöst werden. Druckentlastungen durch Einbruch von Wasser in den Kern oder durch andere Transienten, die zum Ansprechdruck der Entlastungssysteme führen, werden in den Analysen der entsprechenden Störfälle erfaßt.

Unbeabsichtigte Druckentlastungen über die Entlastungssysteme können ausgelöst werden durch

- Abreißen der Rohre des Druckentlastungssystems,
- Ausfälle der Armaturen in den Druckentlastungssträngen.

Bei Ausfällen von Armaturen sind mehrere Kombinationen mit unterschiedlichen Auswirkungen möglich.

Die Verbindungsrohre zwischen Kernkaverne und Druckentlastungsarmaturen haben eine Länge von 5,60 m und einen Durchmesser von 25,6 cm. Bei vollständigem Abreißen des Rohres werden also maximal  $515 \text{ cm}^2$  Ausströmquerschnitt frei. Bei einer Gesamtlänge beider Rohre von 11,20 m und einer Ausfallrate von  $2 \cdot 10^{-7}/\text{m} \cdot \text{a}$  ist die Ausfallrate der Rohrdurchführungen  $2 \cdot 10^{-6}/\text{a}$ .

Nach /6/ sind in einem Druckentlastungsstrang eine Absperrarmatur, ein Sicherheitsventil und eine Berstscheibe hintereinander geschaltet.

Bei Ansprechen eines Sicherheitsventiles verhindert die Berstscheibe eine Druckentlastung nur unterhalb von  $\sim 20 \text{ bar}$  (Berstdruck der Scheibe).

Ausgehend vom Druck bei Leistungsbetrieb ( $\sim 50 \text{ bar}$ ), sollte das Sicherheitsventil bei 45 bar wieder schließen. Versagt das Ventil jedoch in Offenstellung, so kommt es zu einem Druckausgleich zwischen RDB und RSG über einen Ventilquerschnitt von  $\sim 180 \text{ cm}^2$ .

Der Druckausgleich kann im Prinzip durch Schließen der vorgeschalteten Absperrarmatur verhindert werden. Da diese Aktion jedoch vom Operateur ausgelöst werden muß, ist es unrealistisch anzunehmen, daß der in weniger als 5 Minuten ablaufende Entlastungsvorgang durch einen manuellen Eingriff verhindert werden kann.

Nach Druckausgleich stellt sich ein Gasaustausch zwischen Reaktorschutzgebäude und Reaktordruckbehälter durch Konvektion und Kontraktion des Gases ein. Um den weiteren Austausch zu verhindern und durch Nachfüllen von Helium eine wirkungsvollere Kühlung zu erreichen, muß versucht werden, die Absperrarmatur im geöffneten Entlastungsstrang zu schließen.

Die Wahrscheinlichkeit, daß ein einzelner offener Strang abgesperrt wird, hängt von der Zuverlässigkeit der Absperrarmatur unter Störfallbedingungen und der Wahrscheinlichkeit der Operateuraktion ab. Der genaue Zeitpunkt, zu dem der Operateur die Absperrarmatur betätigt, hat hinsichtlich der Gasaustauschmenge innerhalb der ersten Stunden wegen der relativ geringen Austauschraten keinen bedeutenden Einfluß auf die mögliche Freisetzung von Spaltprodukten. Die Wahrscheinlichkeit für das Nichtschließen des Entlastungsstranges ergibt sich aus den Anteilen  $5 \cdot 10^{-2}/\text{A}$  für das mechanische Versagen einer motorgetriebenen Absperrarmatur bei jährlichem Testintervall (Kapitel A.2) und  $1 \cdot 10^{-2}/\text{A}$  für Fehlhandlungen des Operateurs (Fachband I, Teil B /8/) zu  $6 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung. Die verwendeten Daten für die Fehlerbäume sind der Tabelle 3 zu entnehmen.

Der Reaktordruckbehälter kann ohne Eingriffe in das Reaktorschutzsystem prinzipiell nicht wieder geschlossen werden, wenn beide Sicherheitsventile ansprechen und in Offenstellung versagen. Das Reaktorschutzsystem verhindert das Zufahren beider Absperrarmaturen, indem es nach Schließen einer Armatur die Fahrspannung am Antriebsmotor der anderen Armatur unterbricht.

Bei Kombination von Fehlern der Armaturen und der Verriegelung sind acht Fälle A bis H zu unterscheiden. Die Kombinationen sind in Abbildung 11 dargestellt.

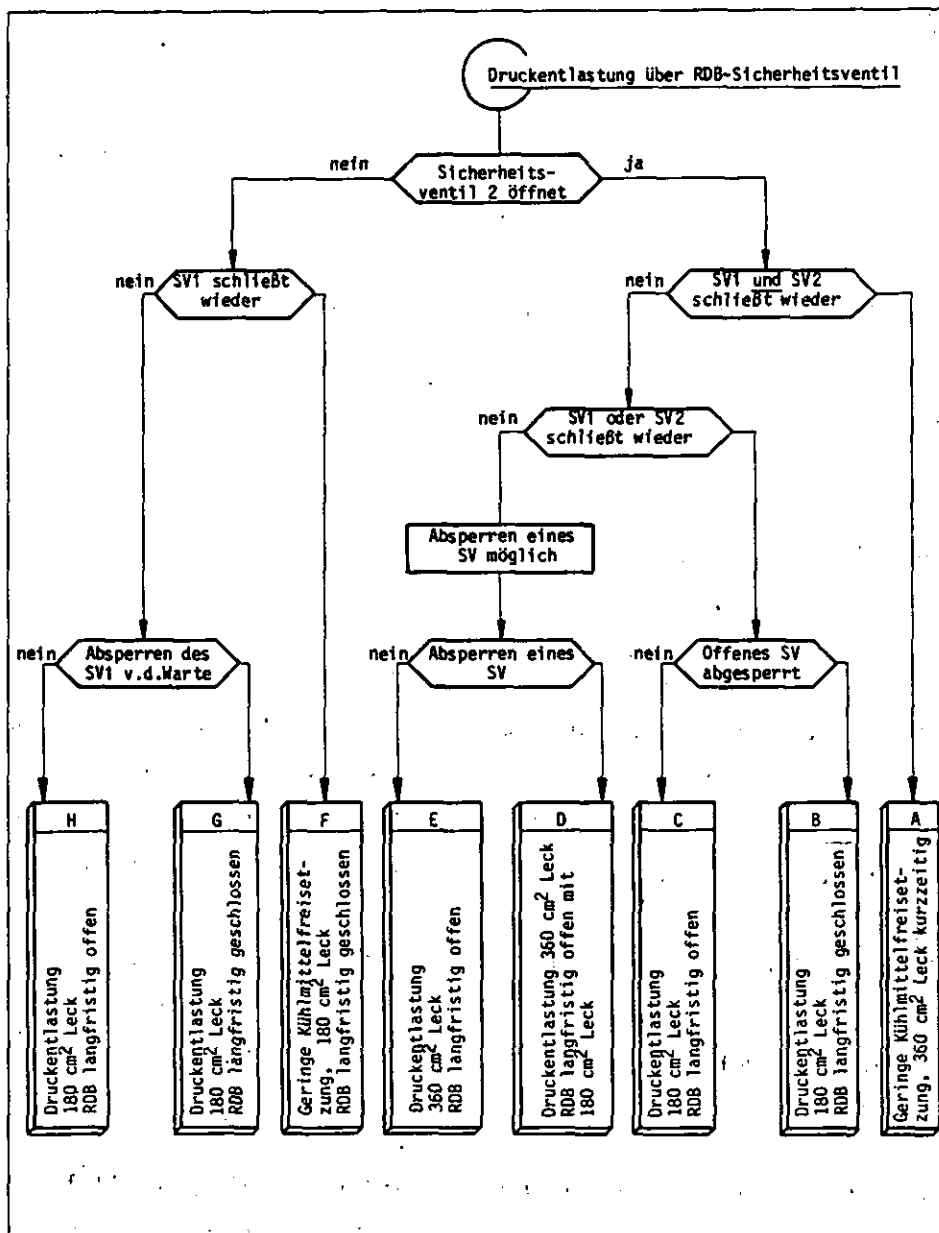


Abb. 11: Möglichkeiten einer Druckentlastung über das RDB-Sicherheitsventil

Die Fälle A und F werden nicht weiter betrachtet, da es sich bei diesen Zuständen um eine geringfügige Druckentlastung von  $\sim 5$  bar handelt, bei der nur ein kleiner Teil des Primärgases aus dem Reaktordruckbehälter ausströmt. Der Primärkreislauf wird nach Druckabsenkung wieder geschlossen.

In den übrigen Kombinationen wird der Primärkreislauf zunächst bis zum Ausgleichsdruck entweder über einen  $180 \text{ cm}^2$  Querschnitt oder über einen  $360 \text{ cm}^2$  Querschnitt entlastet.

Die Fälle B und C werden zu den Störfällen mit  $180 \text{ cm}^2$  freiem Leckquerschnitt gerechnet, da hier eines der Ventile nach Erreichen des Druckes von 45 bar wieder schließt. Somit lösen B, C, G, H einen Störfall mit  $180 \text{ cm}^2$  Leckquerschnitt aus, D und E mit  $360 \text{ cm}^2$  Leckquerschnitt.

Neben dieser Einteilung muß unterschieden werden zwischen langfristig offenem (C, D, E, H) und langfristig geschlossenem (B, G) Reaktordruckbehälter.

Die Wahrscheinlichkeiten für das Auftreten der unterschiedlichen Fälle sind mit Hilfe der Fehlerbäume Abbildung 12 - 17 abgeleitet. Die zur quantitativen Abschätzung verwendeten Daten sind der Tabelle 4 zu entnehmen.

### 3.1.6 Schätzung der Häufigkeiten kleiner Leckagen

Kleine Leckagen können auftreten durch

- Brüche von Heliumleitungen
- Undichtigkeiten der Verschlüsse.

Brüche von Heliumleitungen des 2. Abschaltsystems, des Spülgassystems oder der Gasanalyse außerhalb des Reaktorschutzgebäudes bergen die potentielle Gefahr einer Freisetzung von Primärkühlmittel in die Umgebung. Nach der Beschreibung der Heliumsysteme (Abschnitt 2.4) müssen jedoch zusätzlich mehrere redundante Absperrarmaturen versagen, um einen Freisetzungspfad in die Umgebung zu öffnen.

Bei einem Bruch einer Sammelleitung des in 2.4 beschriebenen Spülgassystems außerhalb des Reaktorschutzgebäudes verhindern die Rückschlagklappe und die normalerweise geschlossenen parallelen Absperrventile den Austritt von Kühlmittel in die Umgebung.

Für die Eintrittswahrscheinlichkeit des Bruches einer Gasleitung wurde in Anlehnung an amerikanische Betriebserfahrungen eine Ausfallrate von  $2 \cdot 10^{-7}$  pro Rohrmeter und Jahr ein Wert von  $\sim 10^{-6}$ /Reaktorjahr ermittelt.

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate oder Nichtverfügbarkeit	Inspektionsintervall	Datenquelle
Heliumsicherheitsventil	öffnet unbeabsichtigt	$1 \cdot 10^{-1} / a$	1 a	GCR RELIAB. DATA BANK /9/
	schließt nicht wieder	$4 \cdot 10^{-2} / \text{Anf.}$		GCR RELIAB. DATA BANK /9/
Absperrarmatur	schließt nicht (Mechan.Ver-sagen)	$5 \cdot 10^{-2} / \text{Anf.}$	1 a	FACHBAND III, Teil A.3
Operateur gibt keinen Schließbefehl für die Absperrarmatur		$1 \cdot 10^{-2} / \text{Anf.}$		FACHBAND I, Teil B /8/

Tabelle 3: Ausfallraten und Nichtverfügbarkeiten der Armaturen des Druckentlastungssystems (Medianwerte sind in Erwartungswerte umgerechnet)

Fall	Leck während der Entlastungsphase ( $\text{cm}^2$ )	RDB langfristig offen oder geschlossen	Leck langfristig nach Druckausgleich ( $\text{cm}^2$ )	Häufigkeit $a^{-1}$
B	180	geschlossen	--	$1 \cdot 10^{-3}$
C	180	offen	180	$8 \cdot 10^{-5}$
D	360	offen	180	$5 \cdot 10^{-5}$
E	360	offen	360	$1 \cdot 10^{-6}$
G	180	geschlossen	--	$8 \cdot 10^{-3}$
H	180	offen	180	$5 \cdot 10^{-4}$

Die Fälle B und G, als auch die Fälle C und H lassen sich zusammenfassen. Es bleiben damit folgende Beiträge:

Leck während der Entlastungsphase ( $\text{cm}^2$ )	RDB langfristig offen oder geschlossen	Leck langfristig nach Druckausgleich ( $\text{cm}^2$ )	Häufigkeit $a^{-1}$
180	geschlossen	--	$9 \cdot 10^{-3}$
180	offen	180	$6 \cdot 10^{-4}$
360	offen	180	$5 \cdot 10^{-5}$
360	offen	360	$1 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 4: Beiträge des Druckentlastungssystems zu den Eintrittswahrscheinlichkeiten eines Druckentlastungsstörfalles

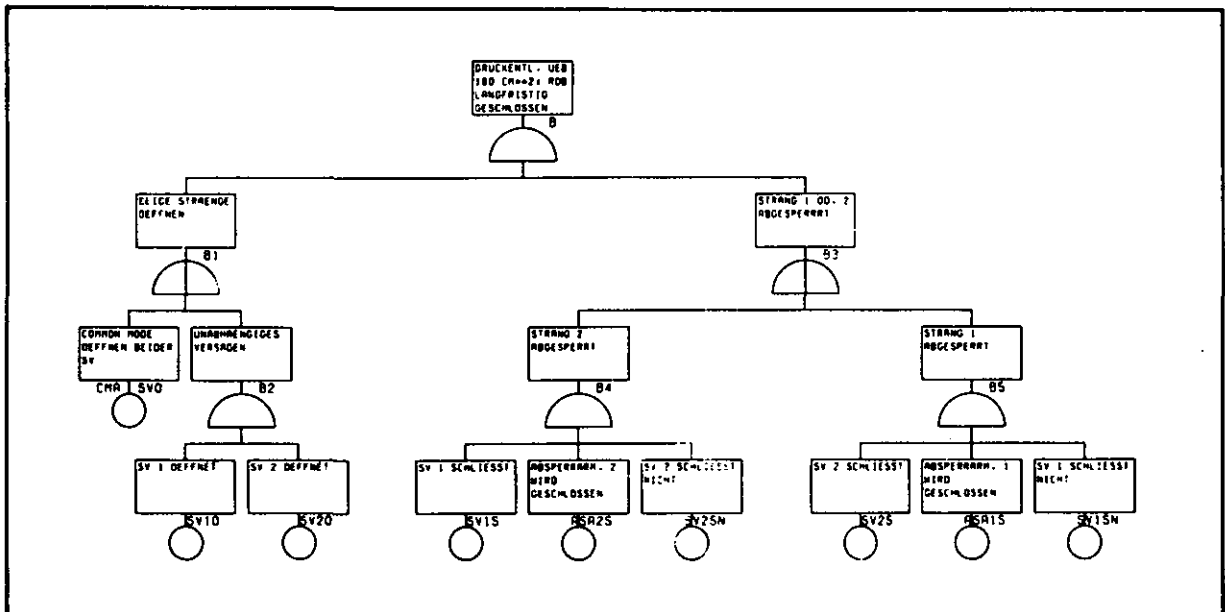


Abb. 12: Fehlerbaum (B) 'Druckentlastung über 180 cm<sup>2</sup> Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig geschlossen

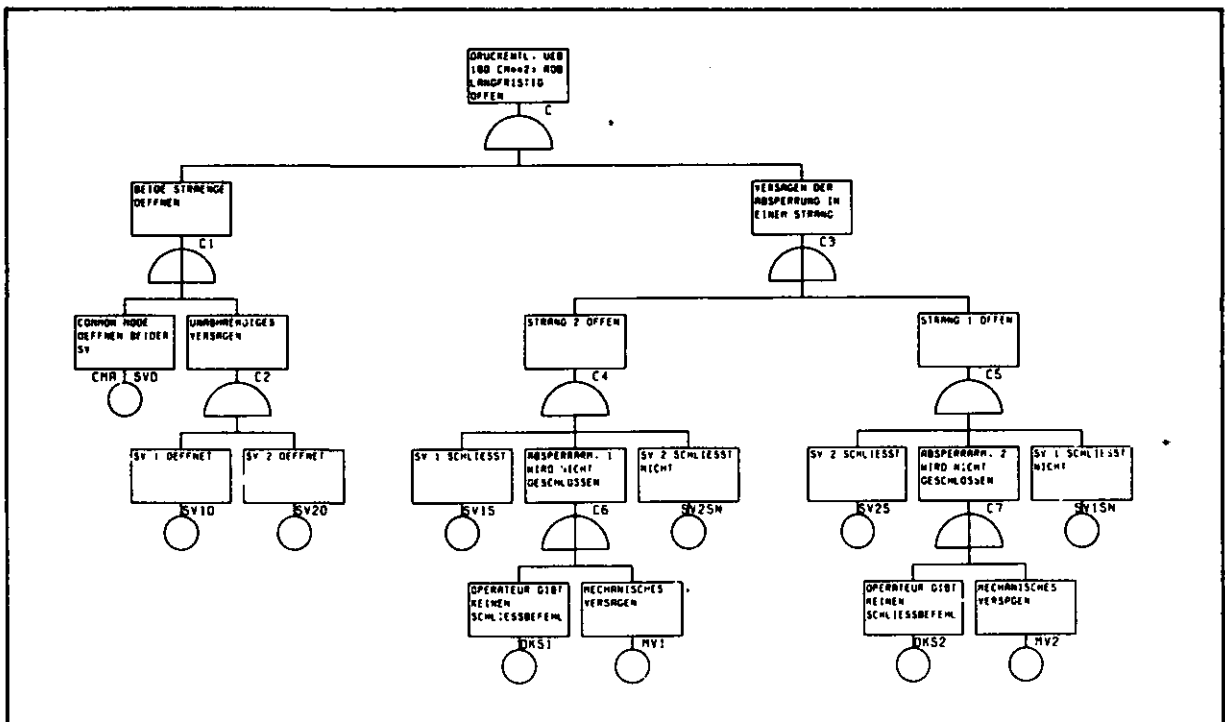


Abb. 13: Fehlerbaum (C) 'Druckentlastung über 180 cm<sup>2</sup> Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen (180 cm<sup>2</sup>)

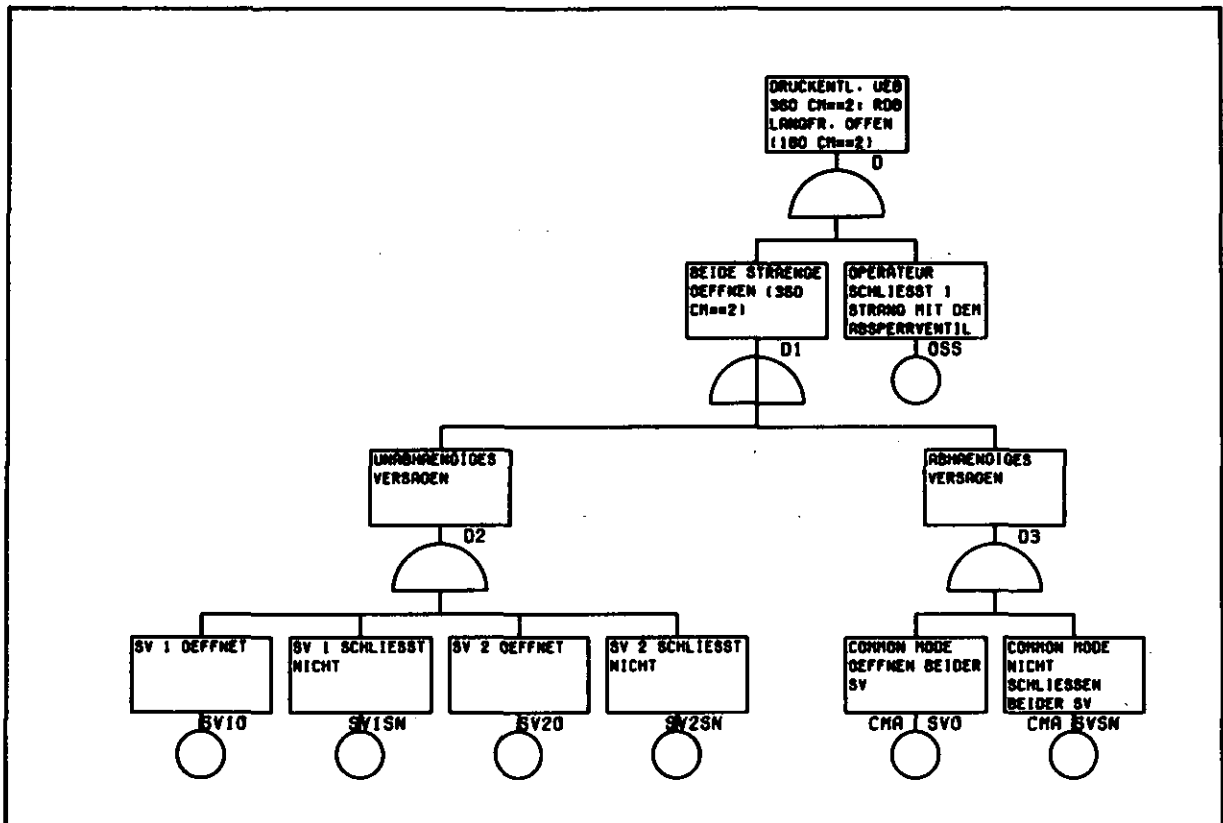


Abb. 14: Fehlerbaum (D) 'Druckentlastung über  $360 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen ( $180 \text{ cm}^2$ )'

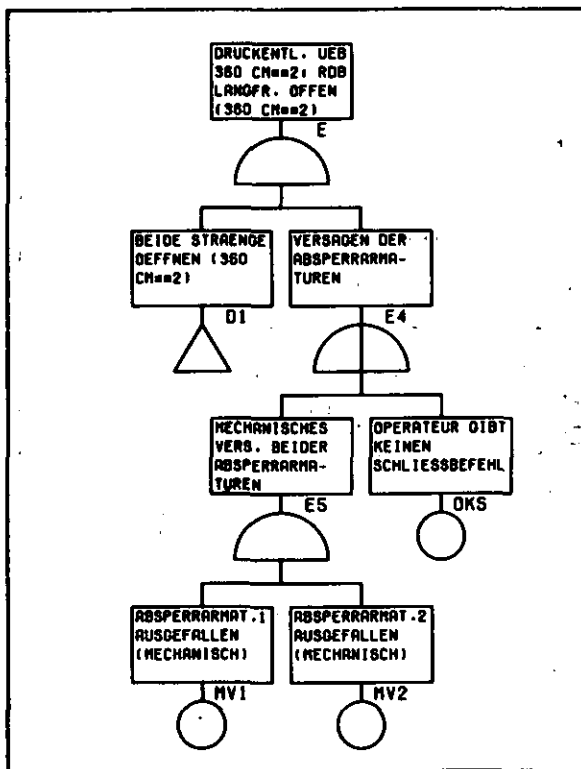


Abb. 15:  
Fehlerbaum (E) 'Druckentlastung über  $360 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen ( $360 \text{ cm}^2$ )'

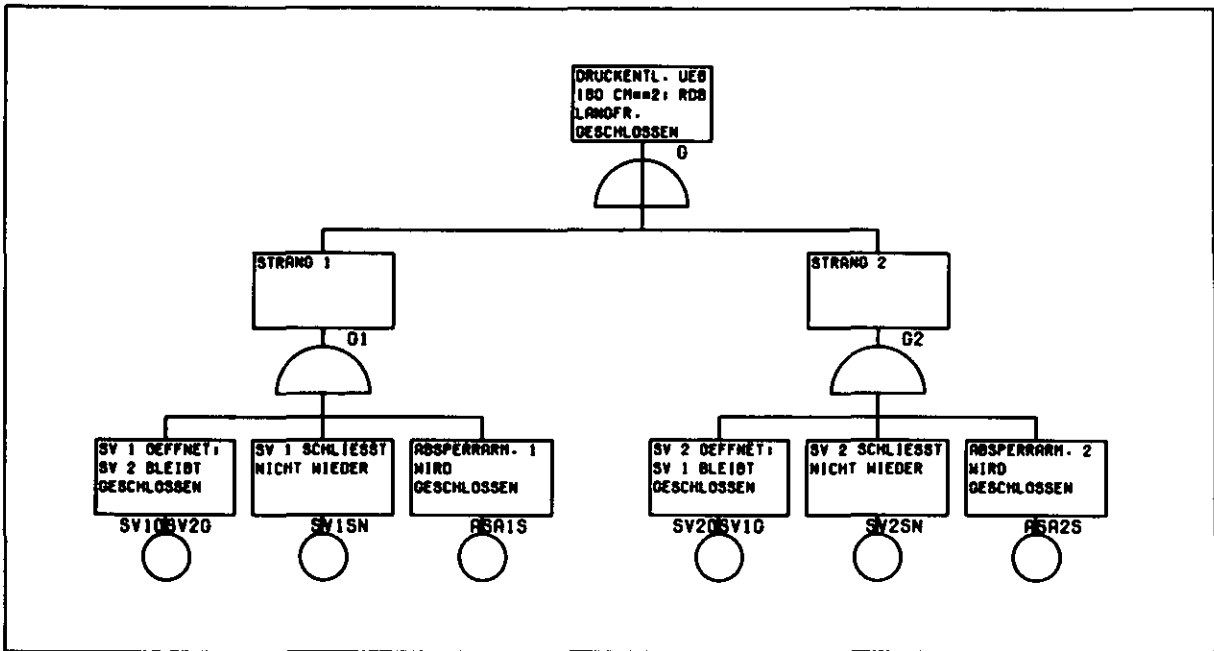


Abb. 16: Fehlerbaum (G) 'Druckentlastung über 180 cm<sup>2</sup> Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig geschlossen'

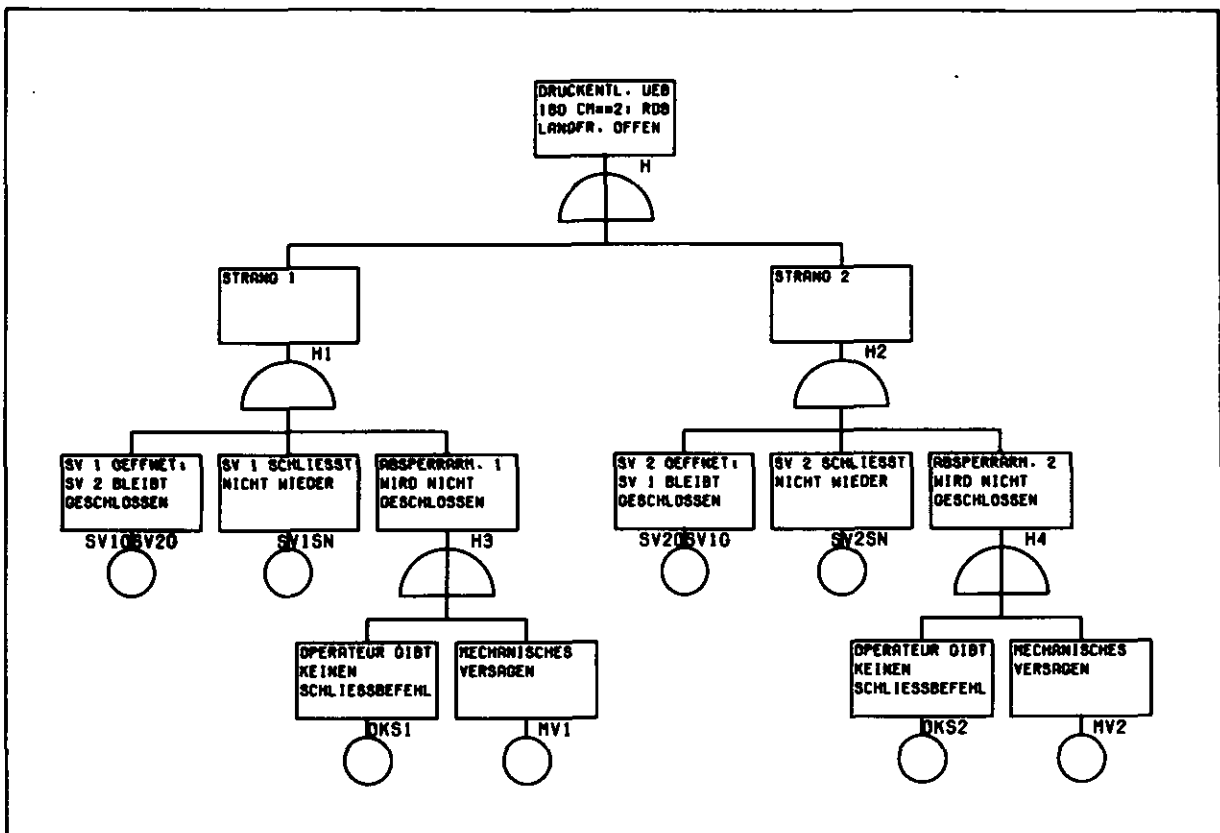


Abb. 17: Fehlerbaum (H) 'Druckentlastung über 180 cm<sup>2</sup> Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen (180 cm<sup>2</sup>)'



Für die Rückschlagventile wurde eine Ausfallrate von  $5 \cdot 10^{-6}/h$  aus AIPA übernommen. Bei einem jährlichen Inspektionsintervall erhält man für 87 Rückschlagventile eine mittlere Nichtverfügbarkeit von 2/Reaktorjahr. Die mittlere Nichtverfügbarkeit für die beiden redundanten Sicherheitsabsperrarmaturen wurde zu  $10^{-3}$ /Anforderung ermittelt.

Ein Betätigen der Handarmaturen vor Ort wird als unwahrscheinlich angesehen, da mit Eintritt des Störfalles die Räumung des Reaktorschutzgebäudes angenommen wird. Daraus ergibt sich für die Freisetzung von Reaktorkühlmittel aus dem Reaktorschutzgebäude durch Versagen dieser Leitungen eine Eintrittswahrscheinlichkeit von etwa  $10^{-9}$ /Reaktorjahr.

Die Dauer der Freisetzung bis zur vollständigen Druckentlastung des Primärkreislaufes liegt im Bereich mehrerer Stunden. Zur Reduktion der Umgebungsbelastung bietet sich das Abpumpen des Kühlmittels in das Reingaslager an. Dadurch kann die Menge des sonst freigesetzten Kühlgases halbiert werden.

Da die niedrige Eintrittswahrscheinlichkeit dieser Ereigniskette nicht mit großen Auswirkungen multipliziert werden muß, spielt sie für das Risiko von HTR-Störfällen keine Rolle.

Beim Bruch einer Leitung des 2. Abschaltsystems außerhalb des Reaktorschutzgebäudes verhindern die Rückschlagklappe und die normalerweise geschlossenen parallelen Absperrventile den Austritt von Kühlmittel in die Umgebung (Abb. 8). Der Bruch einer Einzelleitung in Verbindung mit dem Versagen des zugehörigen Rückschlagventils und einem fälschlicherweise in Offenstellung befindlichen Absperrventil ist mit einer Eintrittswahrscheinlichkeit von  $10^{-8}$ /Reaktorjahr vernachlässigbar gering, zumal die Freisetzung mit dem Schließen des Ventils, oder durch Abpumpen des Kühlmittels in das Reingaslager begrenzt ist.

Druckentlastungsstörfälle mit direkter Freisetzung von Primärkühlmittel in die Umgebung unter Umgehung des Reaktorschutzgebäudes werden wegen ihrer sehr geringen Eintrittswahrscheinlichkeit nicht weiter betrachtet.

Für kleine Leckagen knapp unterhalb von  $65 \text{ cm}^2$ , die infolge größerer Undichtigkeiten an den Abschlußdeckeln, Risse im Liner und Brüche in den Heliumleitungen eine Druckentlastung des Primärkreislaufs in das Reaktorschutzgebäude auslösen, wurde ein Erwartungswert von  $6 \cdot 10^{-5}$ /Reaktorjahr abgeschätzt.

Kleine Undichtigkeiten von Verschlüssen sollen durch Sperrgas und Doppel-dichtungen verhindert werden. Sie sind größtenteils detektierbar und können während der Anfahrprozeduren erkannt werden.

Mit diesen Undichtigkeiten, die keinen sofortigen Eingriff von Sicherheits-systemen erfordern, muß nach Erfahrungen aus der Heliumtechnologie häufiger gerechnet werden. Sie tragen jedoch wegen der Möglichkeit gezielter Maßnah-men zur Reduzierung der aus dem Reaktorkern freigesetzten Spaltprodukte durch Abfahren der Anlage und Abpumpen des Primärgases in das Heliumlager, wegen fehlender Komponentenbelastungen und Ausbleiben von Lufteinbrüchen nicht zum Risiko bei.

### 3.2 Druckentlastungsstörfall durch 'Mittlere Lecks im Primärkreislauf' (65 - 645 cm<sup>2</sup>)

Ein Vergleich der ermittelten Eintrittshäufigkeiten der drei Leckklassen zeigt, daß in mehr als 99 % der Fälle Druckentlastungen durch Versagen der Sicherheitsventile des Reaktordruckbehälters zu erwarten sind.

Für die Beschreibung des Störfallablaufs und seiner Verzweigungsmöglichkeiten wird daher als repräsentatives auslösendes Ereignis ein unbeabsichtigtes Öffnen des Druckentlastungssystems unterhalb des Ansprechdruckes mit einem Entlastungsquerschnitt von 180 cm<sup>2</sup> unterstellt.

Geringfügige Abweichungen der Ereignisabläufe bei kleinen und großen Leckagen werden in Abschnitt 3.3 und 3.4 beschrieben.

Der Druckabfall im Primärkreis sowie der Druck- und Aktivitätsanstieg im RSG lösen zur Beherrschung des Störfalls automatisch den RSG-Abschluß, die Reaktorschnellabschaltung und die NWA aus, die kurzfristig vom HaKS, langfristig nur vom Hilfskühlsystem (HiKS) übernommen werden kann.

Die folgende Tabelle zeigt den Ablauf von Druckentlastungsstörfällen nach mittleren Lecks mit den zur Störfallbeherrschung vorgesehenen Schutzaktionen.

Zeit	Ereignis
0	Öffnen des Druckentlastungssystems unterhalb des Ansprechdruckes mit einem Entlastungsquerschnitt von ca. 180 cm <sup>2</sup> . Druckabsenkung im RDB infolge Kühlgasaustritt ins RSG und damit Aktivitätsfreisetzung ins RSG.
innerhalb ca. 5 sec.	Abschluß des RSG über RSS-Kriterium "Aktivität im RSG hoch" oder über das diversitäre Kriterium "RSG-Druck > Umgebungsdruck".
innerhalb ca. 50 sec.	Druckanstieg im RSG (> 1,3 bar) und/oder Druck im RDB (< 38 bar) löst Reaktorschnellabschaltung (RESA) aus. Mit RESA wird die Turbinenschnellabschaltung (TUSA) eingeleitet und der Speisewasserdurchsatz mit 0,5 % /s auf 25 % reduziert.
nach ca. 900 sec.	Anforderung des HiKS über das RSS-Kriterium "Kühlgasdurchsatz < 1,4 % oder das diversitäre Anregekriterium "Speisewasserdurchsatz < 10 %".
nach ca. 1.200 sec.	Hilfskühlkreisläufe auf voller Leistung.

Tab. 5: Störfallablauf nach 'Mittleren Lecks im Primärkreislauf'

### 3.2.1 Ereignisablaufanalyse

#### 3.2.1.1 Abschluß des Reaktorschutzgebäudes

Um die Freisetzung unzulässiger Aktivitätsmengen über die Lüftungsanlagen in die Umgebung zu verhindern, wird das RSG vom Reaktorschutzsystem (RSS) über die Kriterien 'Aktivität im RSG hoch' oder über 'RSG-Druck > Umgebungsdruck' abgeschlossen.

Darüber hinaus ist eine Handauslösung der Schutzaktion von der Warte aus möglich.

Der Abschluß des RSG wird durch Schließen der Schnellschlußklappen an den RSG-Durchführungen der Lüftungsanlagen bewirkt. Die Schnellschlußklappen sind für jede Durchführung redundant vorhanden. Ihre Betätigung erfolgt unabhängig und verschiedenartig (Druckluft, elektrische Stellantriebe).

Die Steuer- und Druckluftversorgungssysteme der pneumatisch betriebenen Schnellschlußklappen sind zweisträngig (2 x 100 %) aufgebaut.

Die Schnellschlußklappen sind an die gesicherten Notstromschienen angeschlossen.

Im Notstromfall und Spannungslosigkeit dieser Schienen schließen die Pneumatikklappen 'faile-safe'; die elektrisch angetriebenen Klappen verbleiben in ihrer vorherigen Stellung.

Alle RSG-Abschlußklappen sind für maximal 4,65 bar und 385 °C ausgelegt. Sie werden monatlich funktionsgeprüft.

Im einzelnen werden innerhalb der Schutzaktion 'RSG-Abschluß' folgende Schnellschlußklappen geschlossen:

- Zuluftanlage (4 Schnellschlußklappen)
- Spülluftanlage (2 " )
- Abluftanlage (2 " )

Die 2 Schnellschlußklappen der Notabluftanlage werden nicht innerhalb der Schutzaktion angesteuert. Im Normalbetrieb ist ein Anfahren dieser Anlage nicht vorgesehen (Schnellschlußklappen geschlossen). Beim Druckentlastungsstörfall wird ein falsches (d.h. zu frühes) Anfahren durch administrative Maßnahmen verhindert.

#### 3.2.1.2 Nichtverfügbarkeit des RSG-Abschlußsystems

Das Abschlußsystem gilt als ausgefallen, wenn mindestens eine der lufttechnischen Durchführungen bei Anforderung nicht abgeschlossen werden kann. In /10/ wurde für die Nichtverfügbarkeit des RSG-Abschlußsystems auf Anforderung ein Erwartungswert von  $3 \cdot 10^{-4}$  mit Unsicherheitsfaktor 6 ermittelt. Sie wird zu

ca. 80 % durch unabhängige Ausfälle im Bereich der Klappenantriebe und -steuerungssysteme und zu 20 % durch Common-Mode-Ausfälle der Klappen bestimmt. Fehler im Bereich des Notabluftsystems sind von untergeordneter Bedeutung.

Für die Klappen jeder Durchdringung wurde der Common-Mode-Fehler ( $\beta = 0,1$ ) separat angesetzt.

Eine Reparatur des RSG-Abschlußsystems ist hier wegen der störfallauslösenden Druckentlastung nicht möglich.

### 3.2.1.3 Reaktorschnellabschaltung (RESA)

Bei Druckentlastungsstörfällen stehen für die RESA zwei diversitäre, redundant aufgebaute Anregekriterien zur Verfügung:

#### Druck im RDB zu niedrig

Dieses Kriterium ist bei DES das 1. Anregekriterium für eine RESA.

Der Grenzwert von 38 bar wurde so gelegt, daß er außerhalb des normalen Betriebsdruckbereiches (25 - 100 % Leistung) liegt, trotzdem aber frühzeitig die RESA erkennt.

Im Anfahrbereich ( $p < 38$  bar) ist das Kriterium verriegelt. Es wird beim Anfahren bei einem Grenzwert von  $p = 39,7$  bar automatisch entriegelt.

Beim normalen Abfahren (z.B. zum BE-Wechsel) ist ab  $p = 39,7$  bar eine Verriegelung von Hand möglich. Die Verriegelung wird automatisch beim Überfahren dieses Verriegelungskriteriums wieder aufgehoben.

#### Druck im RSG zu hoch

Dies ist bei Druckentlastungsstörfällen das diversitäre Anregekriterium für die Reaktorschnellabschaltung.

Der Grenzwert liegt bei  $p = 1,3$  bar.

Die Reaktorschnellabschaltung wird automatisch bei Erreichen der Anregekriterien nach etwa 50 Sekunden ausgelöst. Die Haltespannung an den Antriebsmotoren des ersten Abschaltsystems wird unterbrochen, die Abschaltstäbe fallen durch ihr Eigengewicht in den Reaktorkern. Für die Abschaltung steht ein zweites, diversitäres Abschaltssystem zur Verfügung, mit dem der Reaktor über mindestens 6 Wochen bei Beladetemperatur ( $\sim 100$  °C) unterkritisch gehalten werden kann. Es kann nur von Hand ausgelöst werden.

Fällt das erste Abschaltssystem aus - Erwartungswert  $3 \cdot 10^{-5}$  pro Anforderung

mit Unsicherheitsfaktor 10 /10/ -, schaltet sich der Reaktor über den negativen Temperaturkoeffizienten auf einem gegenüber dem Vollastbetrieb geringfügig höheren Temperaturniveau ab. Nach etwa 15 Stunden bei max. Kernkühlung ist der Xenonüberschuß zerfallen oder abgebrannt, so daß dann mit einem langsamen Leistungs- und Temperaturanstieg zu rechnen ist, der auch den Ausfall der Nachwärmeabfuhrsysteme nach sich zieht.

Für die Auslösung des zweiten Abschaltsystems stehen dem Operateur somit mehrere Stunden zur Verfügung. Aufgrund des einfachen mechanischen Aufbaues wird die Versagenswahrscheinlichkeit des zweiten Abschaltsystems hauptsächlich durch das Operateurverhalten bestimmt. Sie wurde in /10/ zu  $1 \cdot 10^{-4}$  pro Anforderung für eine Aktion innerhalb von 15 Stunden abgeschätzt. Somit ergibt sich rechnerisch die Wahrscheinlichkeit für das Versagen der Reaktorabschaltsysteme von  $3 \cdot 10^{-9}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 26.

Aufgrund der sehr geringen Eintrittswahrscheinlichkeit entsteht hieraus kein wesentlicher Beitrag zum Gesamtrisiko der Anlage.

Bei ungekühltem Reaktor muß das zweite Abschaltssystem im Hinblick auf die eintretende temperaturbedingte Beschädigung innerhalb von etwa 6 Stunden ausgelöst werden. Die Versagenswahrscheinlichkeit erhöht sich wegen der geringeren Zeitspanne auf  $3 \cdot 10^{-3}$  pro Anforderung /10/.

#### 3.2.1.4 Nachwärmeabfuhr

Mit der Reaktorschnellabschaltung leitet das Reaktorschutzsystem automatisch durch Signale an die Blockleistungs- und Turbinenregelung Prozeduren zum Umschalten des Hauptkühlsystems auf Nachwärmeabfuhrbetrieb ein.

Eine langfristige Nachwärmeabfuhr mit diesem System ist jedoch nur bei kleinen Lecks möglich. Ansonsten erfolgt die Nachwärmeabfuhr nach kurzer Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem automatisch über das Hilfskühlsystem.

##### 3.2.1.4.1 Vorkühlung mit Hauptkühlsystem (HaKS)

Nach /11/ ist bis zu Bruchquerschnitten von ca.  $65 \text{ cm}^2$  die NWA ausschließlich mit dem HaKS möglich. Über einen Zeitraum von etwa 20 min wird ausreichend lange Restdampf zum Antrieb der Speisewasserpumpen und Hauptgebläse produziert. Danach kann unterbrechungslos auf den dann verfügbaren Hilfsdampf als Antriebsmedium umgeschaltet werden.

Bei einem Bruchquerschnitt von  $645 \text{ cm}^2$  (Auslegungsstörfall) geht der Durchsatz der Hauptgebläse wegen der Abnahme der Kühlgasmenge und -dichte so schnell zurück, daß nur noch ca. 12 min ausreichend Restdampf produziert wird. Danach

werden infolge der unzureichenden Dampfproduktion die diversitären Anregekriterien 'Primärgas-' und 'Speisewassermangel' durchlaufen, die dann die HiKS-Anforderung auslösen.

Für die hier betrachteten mittleren Lecks wird eine etwa 15minütige Vorkühlphase berücksichtigt.

#### 3.2.1.4.2 Ausfall des Hauptkühlsystems beim Übergang auf NWA-Betrieb

In Kapitel A.2 wurde für die Ausfallwahrscheinlichkeit des Hauptkühlsystems beim Übergang auf NWA-Betrieb ein Erwartungswert von  $9 \cdot 10^{-3}$  pro Anforderung mit Unsicherheitsfaktor 3 ermittelt.

Zum Ausfall führen hauptsächlich folgende Ursachen:

- Versagen der HD-Reduzierstationen oder ND-Umleitstationen,
- Ausfall der Dampfversorgung der Speisewasserpumpen,
- Versagen der Speisewasser- oder Gebläseregelung.

Druckentlastungsstörfälle beinhalten zusätzliche Ausfallmöglichkeiten, vor allem der Hauptgebläse, da diese zur Aufrechterhaltung der Frischdampf Temperatur hochlaufen und auf ihre max. zulässige Drehzahl begrenzt werden müssen. Eine Grobabschätzung ergab mit  $2 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung eine um den Faktor 2 höhere Ausfallwahrscheinlichkeit des Hauptkühlsystems bei Druckentlastungsstörfällen.

#### 3.2.1.4.3 Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem

Nach etwa 15 min Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem werden die diversitären Reaktorschutzkriterien 'Geringer Primärgasdurchsatz' und 'Geringer Speisewasserdurchsatz' erreicht, die das aus vier redundanten Strängen aufgebaute Hilfskühlsystem anfordern und das Hauptkühlsystem abschalten.

##### Geringer Primärgasdurchsatz

Grundlage für das Anregekriterium 'Geringer Primärgasdurchsatz' ist nur die Differenzdruckmessung über dem Gebläse eines jeden Dampferzeugers, um einen Grenzwert zu erhalten, der von der Dichte unabhängig ist. Es wird die Summe der Durchsätze aller 6 DE gebildet. Als Grenzwert wurden 25,4 mmWS gewählt. Dieses entspricht einem Primärgasdurchsatz von 8 % bei Reaktor unter Druck und 1,4 % bei drucklosem Reaktor (Druckentlastungsstörfall).

### Geringer Speisewasserdurchsatz

Als Grenzwert wurde 10 % Speisewasserdurchsatz gewählt. Die Messung erfolgt an jedem Dampferzeuger. Das Kriterium wird gebildet, indem die Durchsätze aller 6 DE aufsummiert werden.

Beide Kriterien (Primärgas- und Speisewasserdurchsatz) können unterhalb einer Heißgastemperatur von 426 °C von Hand verriegelt werden.

Steigt nach einer Verriegelung die Temperatur wieder über den Grenzwert an, so wird die Verriegelung automatisch aufgehoben (Verriegelungseingänge pulslos).

Der Start der Hilfsgebläse erfolgt mit einer maximalen Verzögerung von 5 min nach Anforderung des HiKS.

Bei Anforderung des HiKS durch das Reaktorschutzsystem werden folgende Schutzaktionen eingeleitet:

- Abschalten aller 6 DE-Gebläseeinheiten,
- Reaktorschnellabschaltung (auch wenn bereits erfolgt),
- Startprogramm für die vier Hilfskühlkreisläufe.

Innerhalb des Startprogramms für einen Kreislauf werden in einer bestimmten zeitlichen Folge verschiedene Antriebe und Armaturen geschaltet:

- Schließen der Armaturen in den Zu- und Ablaufleitungen des Druck- und Ausgleichsbehälters (Nachspeisesystem),
- Einschalten der Umwälzpumpe im 2. Kreislauf des Hilfsgebläse-Versorgungssystems,
- Einschalten der Ventilatoren des Luftkühlers und der Umwälzpumpe im NWA-Komponentenkühlsystem,
- Einschalten der Ventilatoren des Luftkühlers und der Umwälzpumpe im NWA-Kühlwassersystem,
- Einschalten des Umrichters und des Hilfsgebläsemotors.

Das Einschalten des Hilfsgebläses erfolgt nicht automatisch innerhalb des Startprogramms, sondern erst nach Freigabe durch das Kriterium 'Wassertemperatur am Hilfswärmetauscher-Eingang niedrig'. Ein Versagen dieses Kriteriums verhindert den Start des Hilfsgebläses allerdings nicht.

#### 3.2.1.4.4 Startversagen des Hilfskühlsystems

Im Druckentlastungsstörfall müssen mindestens zwei der 4 x 50 %-Stränge des Hilfskühlsystems verfügbar sein und bei einer ca. 15minütigen Vorkühlung mit



dem Hauptkühlsystem mindestens eine Stunde die Nachzerfallswärme abführen; danach reicht ein Strang. Im Fachband II, Kapitel A.1 /10/ wurde für das Startversagen ein Erwartungswert von  $2,5 \cdot 10^{-3}$  mit Unsicherheitsfaktor 3 ermittelt. Hierbei wurde eine konsekutive Inspektionsstrategie mit wöchentlichem Intervall berücksichtigt, so daß, wenn zwei Stränge nacheinander auf Testanforderung versagen, auf Common-Mode-Ausfälle geschlossen werden kann. Die restlichen Stränge werden daraufhin sofort getestet. Dadurch reduziert sich die Entdeckungszeit für solche Fehler gegenüber einem simultanen monatlichen Testen um den Faktor 2.

Ergebnisbestimmend sind in erster Linie Common-Mode-Ausfälle aller Stränge des Hilfskühlsystems. Die größten Anteile dazu liefern das Versagen der Primärgasrückschlagklappen wegen des halbjährlichen Inspektionsintervalls (30 %), Ausfälle der Hilfskühlgebläse (15 %) sowie Pumpenausfälle (10 %) in den Kühlwasserkreisläufen. Offengebliebene Hauptabsperrventile oder Fehler im Bereich der Anregung haben keinen Einfluß auf das Gesamtergebnis. Die Ergebnisse dieser Analyse sind auf den Druckentlastungsstörfall übertragbar.

#### 3.2.1.4.5 Langzeitkühlung mit dem Hilfskühlsystem

Die Ausfallwahrscheinlichkeit des Hilfskühlsystems während der Langzeitkühlphase wurde in /10/ unter folgenden Randbedingungen analysiert:

- Das HiKS muß etwa 1.000 h die Nachzerfallswärme abführen; danach verursacht der Ausfall der Kühlung keine Schäden mehr an den Brennelementen.
- Während der ersten Stunde werden zwei Hilfskühlkreisläufe für die NWA benötigt, danach reicht einer der vier zur Verfügung stehenden Stränge für das Langzeitkühlintervall von 1.000 h aus.

Daraus resultiert ein Erwartungswert für die Ausfallwahrscheinlichkeit des Hilfskühlsystems während der Langzeitkühlphase von 1000 Stunden von  $2 \cdot 10^{-2}/a$ . Allerdings kann dann das Hauptkühlsystem zur Nachwärmeabfuhr wieder herangezogen werden.

Das Ergebnis kann wegen des geringen Einflusses, den die Druckentlastung des Primärkreislaufs auf die Wirksamkeit des Hilfskühlsystems hat, für die Analyse der Druckentlastungsstörfälle übernommen werden.

#### 3.2.1.4.6 Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems

Die Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems ist ohne Eingriffe in das Reak-

torschutzsystem nur möglich, wenn die Heißgastemperatur unter 426 °C liegt. Versagt das Hilfskühlsystem während der Startphase, sinkt die Heißgastemperatur nicht unter 800 °C. Starten zwei der vier Kreisläufe, werden nach etwa 10stündiger Nachwärmeabfuhr 600 °C unterschritten (Abb. 18).

Die Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems ist somit nur möglich, wenn mit dem Hilfskühlsystem etwa einen Tag lang die Nachwärme abgeführt werden konnte. Der Operateur kann dann die das Hilfskühlsystem anfordernden Reaktorschutzkriterien 'Speisewasser-' und 'Kühlgasmangel' verriegeln.

#### 3.2.1.4.7 Reparatur des Hilfskühlsystems

Die Reparatur des Hilfskühlsystems nach Startversagen hat keinen nennenswerten Einfluß auf dessen Systemverfügbarkeit, da die zulässige Ausfallzeit - hier etwa 3 Stunden - im Verhältnis zur mittleren Reparaturzeit der meisten Strangkomponenten von 30 bis 100 Stunden sehr kurz ist. Außerdem sind die im Primärkreislauf befindlichen Komponenten nicht zugänglich.

Fällt dagegen das Hilfskühlsystem erst nach längerem Betrieb aus, lassen die dann zulässigen Ausfallzeiten einen merklichen Zuverlässigkeitsgewinn durch Reparaturen erwarten /10/.

Der späte Ausfall des Hilfskühlsystems ist daher gegenüber dem Startversagen vernachlässigbar.

#### 3.2.1.5 Liner Kühlung

Das Liner Kühlsystem hat zusammen mit der thermischen Isolierung die Aufgabe, den Beton des Reaktordruckbehälters vor unzulässig hohen Temperaturen und Temperaturgradienten zu schützen. Bei ordnungsgemäßer Nachwärmeabfuhr spielen Ausfälle dieses Systems für Risikoüberlegungen keine Rolle. Versagt allerdings das Liner Kühlsystem bei Ausfall der Kernkühlung, so heizt sich der Beton im oberen Bereich des Behälters auf und zersetzt sich thermisch. Dabei freigesetzter Wasserdampf und entstehendes Kohlendioxid können in den Primärkreislauf gelangen und mit dem Graphit des Reaktorkerns unter Bildung von Wasserstoff und Kohlenmonoxid reagieren. Sammeln sich die Gase durch Ausströmen aus dem Primärkreislauf im Reaktorschutzgebäude, wird dessen Gebäudeintegrität gefährdet.

Als Ausfallursache dominiert die Dampfblockade einzelner Rohre wegen zu starker Beheizung nach Versagen der Isolierung. Das Versagensmodell und die Ver-

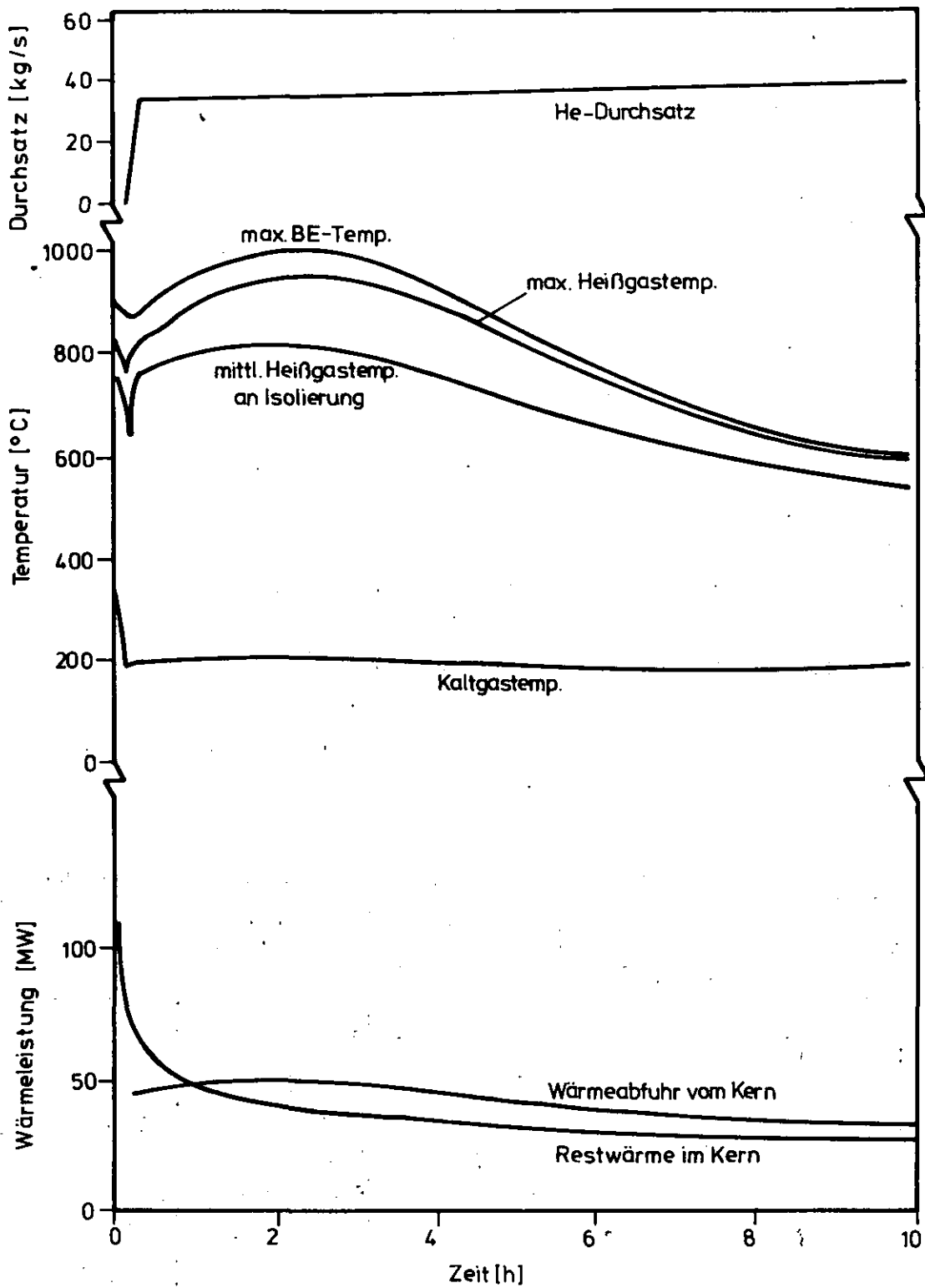


Abb. 18: Transienten beim Druckentlastungsstörfall ( $645 \text{ cm}^2$  Leck), NWA 12 min mit Hauptkühlsystem und anschließend mit 2 Hilfskreisläufen

sagenswahrscheinlichkeit des Linerkühlsystems von  $10^{-1}$  pro Anforderung (Medianwert) sind nach Überprüfung aus der AIPA-Studie Phase II übernommen worden /10/.

### 3.2.2 Ereignisablaufdiagramm der Druckentlastungen über 'Mittlere Lecks im Primärkreislauf'

Im folgenden Abschnitt werden die wichtigsten Störfallablaufmöglichkeiten nach einem mittleren Leck im Primärkreislauf des HTR-1160 in einem Ereignisablaufdiagramm (Abb. 19) vorgestellt.

Als auslösendes Ereignis wird ein unbeabsichtigtes Öffnen des Druckentlastungssystems unterhalb des Ansprechdruckes unterstellt. Das Ereignisablaufdiagramm deckt auch Druckentlastungen über andere Leakageorte mit ab.

Der Unterschied besteht lediglich darin, daß das unbeabsichtigte Öffnen des Entlastungsstranges die Möglichkeit des Verschließens der Leckage nach Druckausgleich zuläßt. Die Wahrscheinlichkeit für das Öffnen eines Entlastungsstranges und anschließendem Versagen der Absperrung des Stranges ist  $6 \cdot 10^{-4}$  pro Reaktor-Jahr. Mittlere Leckagen an anderen Primärkreislaufeinschlüssen werden jedoch nur mit ca.  $10^{-5}$  pro Reaktor-Jahr erwartet. Obwohl sie mit der Wahrscheinlichkeit 1 im Betrachtungszeitraum nicht wieder verschlossen werden können, sind die Leckagen unwahrscheinlicher als das Versagen der Entlastungsstränge und der Absperrarmaturen.

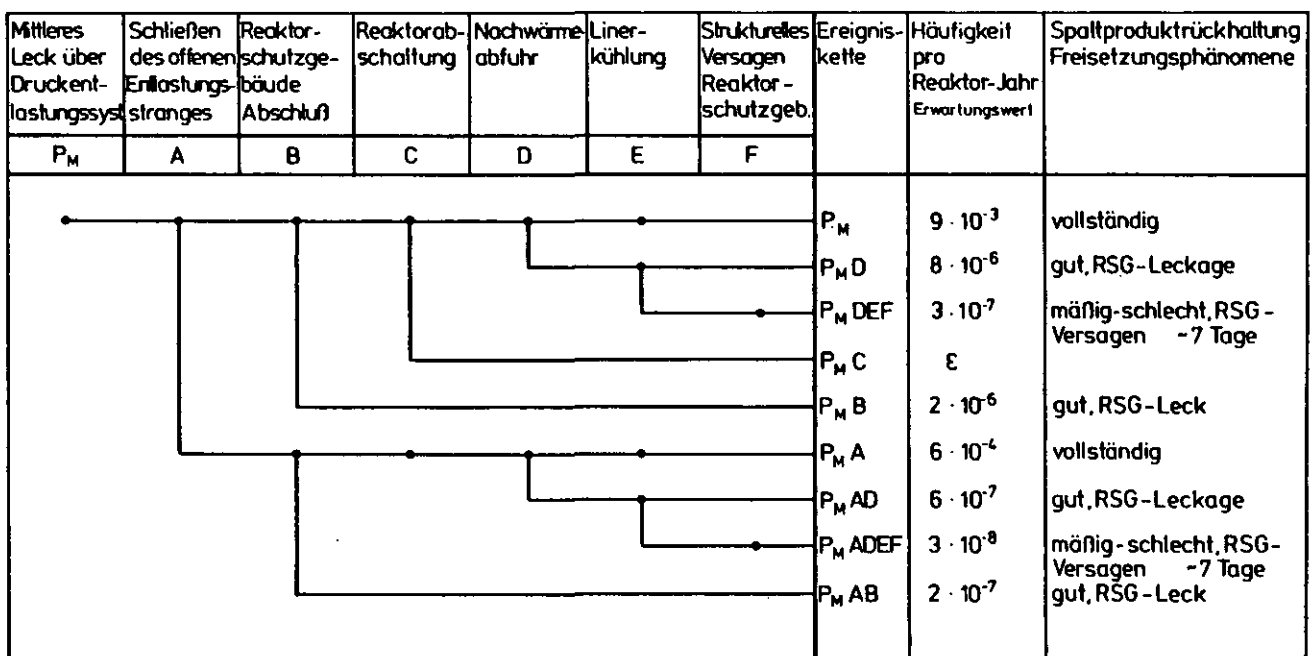


Abb. 19: Ereignisablaufdiagramm 'Mittleres Leck im Primärkreislauf'

Typisch für Druckentlastungsstörfälle sind die Ereignisketten  $P_{MB}$  mit einer Eintrittswahrscheinlichkeit von  $2 \cdot 10^{-6}$  pro Reaktor-Jahr und  $P_{MAB}$  mit  $2 \cdot 10^{-7}$  pro Reaktor-Jahr, die eine spontane Freisetzung der Kühlgasaktivität und der mitgeführten Spaltprodukte in die Umgebung durch Versagen des Reaktorschutzgebäude-Abschlusses nach sich ziehen.

Erheblich größere Mengen an Spaltprodukten werden nur bei Druckentlastungsstörfällen mit Versagen der Nachwärmeabfuhr und der Linerkühlung freigesetzt. Die entsprechenden Ereignisketten  $P_{MDEF}$  und  $P_{MADEF}$  der Druckentlastungsstörfälle, die durch Ausfall der Nachwärmeabfuhr zu Kernaufheizungen führen, sind mit der Kette  $H_{VBCV}$  der Kategorie KA-5 der Kernaufheizstörfälle (s. Hauptband, Kap. 4 /12/) vergleichbar. Mit  $4 \cdot 10^{-5}$  pro Reaktor-Jahr ist die durch Ausfall des Hauptkühlsystems ausgelöste Kette  $H_{VBCV}$  jedoch um den Faktor 130 häufiger, als die Kette  $P_{MDEF}$  der Druckentlastungen mit einer Häufigkeit von  $3 \cdot 10^{-7}$  pro Reaktor-Jahr. Ähnliches gilt für die Ereignisketten mit Kernaufheizungen ohne Versagen des Reaktorschutzgebäudes.

### 3.3 Druckentlastungsstörfälle durch 'Große Lecks im Primärkreislauf' ( $\geq 645 \text{ cm}^2$ )

Druckentlastungen durch 'Große Lecks im Primärkreislauf' mit Ausströmquerschnitten von  $645 \text{ cm}^2$  und mehr sind sehr unwahrscheinlich ( $\ll 10^{-8}$  pro Reaktor-Jahr). Sie erfordern zur sicheren Beherrschung die gleichen Systeme wie bei 'Mittleren Lecks im Primärkreislauf'.

Für das Genehmigungsverfahren des HTR-1160 war die Beherrschbarkeit eines Kühlmittelverluststörfalles über ein Leck von  $645 \text{ cm}^2$  nachzuweisen /4, 13/. Auf die Ergebnisse kann hier weitgehend zurückgegriffen werden.

Als auslösendes Ereignis wurde das Versagen des oberen Dampferzeuger-Abschlusses bei intakt bleibendem Strömungsbegrenzer unterstellt, und der Einfluß auf den weiteren Ablauf, auf die Transienten innerhalb und außerhalb des RDB sowie auf die Komponenten- und Umgebungsbelastungen im Detail analysiert.

Im einzelnen wurden folgende Störfallauswirkungen betrachtet:

- Einflüsse auf RDB-Komponenten infolge einer evtl. Änderung des Differenzdruckes während der Druckentlastungsphase,
- Auswirkungen auf das RSG infolge höheren Druckes und höherer Temperatur während und nach der Druckentlastungsphase,
- Aufheizung der Reaktoreinbauten während der NWA,
- Graphitoxidation infolge Lufteintritt in den RDB nach der Druckentlastungsphase. Entweichen von CO ins RSG und evtl. Bildung von zündfähigen Gasgemischen.

- Austritt von radioaktiven Materialien ins RSG einschließlich der umgewälzten Aktivität im Primärkühlmittel und der abgelösten Nuklide, die sich hauptsächlich auf den relativ kälteren Oberflächen im Primärkühlsystem ablagern.

Der Gutachter hat die Annahmen, Rechnungen und Randbedingungen zum Störfall überprüft und weitgehend akzeptiert /2/.

### 3.3.1 Ereignisablaufanalyse

Im Folgenden werden die Abweichungen vom Ablauf bei 'Mittleren Lecks im Primärkreislauf' behandelt.

Die Ergebnisse der Ereignisablaufanalyse in Kapitel 3.2 sind mit Einschränkungen bei Versagen der großen Behälterabschlüsse oder des Behälters selbst auf 'Große Lecks im Primärkreislauf' übertragbar.

Prinzipiell ist es möglich, daß die Kühlung durch Beschädigung der Deckenisolierung aufgrund großer Drucktransienten ausfallen kann und das Reaktorschutzgebäude etwa bei Austreiben eines Gebläsestopfens beschädigt werden könnte. Die Eintrittswahrscheinlichkeit solcher Leckgrößen ist extrem niedrig, entsprechende Ereignisketten spielen daher für das Risiko keine Rolle.

Die Tabelle 6 zeigt den Ablauf von Druckentlastungsstörfällen über einen Ausströmquerschnitt von ca.  $645 \text{ cm}^2$  mit korrekter Ausführung der zur Beherrschung vorgesehenen Schutzaktion.

### 3.3.2 Dampferzeuger-Folgeversagen

Durch den Druckabfall auf der Primär- und den Temperaturabfall auf der Sekundärseite werden die DE belastet.

Nach /13/ ist bei der Dimensionierung der DE-Rohre die maximale Druckdifferenz berücksichtigt.

Die bei diesem Störfall auftretenden Spannungen zwischen  $40$  und  $65 \text{ N/mm}^2$  (je nach Zone) stellen für die DE-Rohre nicht die wesentliche Belastung dar. Die höchste Belastung tritt infolge des schnellen Temperaturabfalls auf der Rohrinnenseite bei gleichzeitig verschlechterter Wärmezufuhr auf der He-Seite (Reduzierung des Gasdurchsatzes) auf.

Auf der Rohrinnenseite entsteht ein Temperaturgradient von ca.  $260 \text{ °K/min}$ , der in der Rohrwand nach überschlägiger Berechnung zu einem Temperaturabfall zwischen  $70$  und  $100 \text{ °C}$  führt. Die dadurch über einen Zeitraum von ca.  $100 \text{ sec}$  auftretenden Sekundärspannungen reichen an die Streckgrenze heran /13/.

Zeit	Ereignis
0 sec	<p>Eintritt des Druckentlastungsstörfalles (Leckquerschnitt <math>645 \text{ cm}^2</math>)</p> <p>Druckabsenkung im RDB infolge Kühlgasaustritt ins RSG beginnt.</p> <p>Aktivitätsfreisetzung durch Kühlmittelaustritt ins RSG.</p> <p>Aktivitätsmeßstellen des RSS sprechen an und bewirken einen Abschluß der RSG-Lüftungsklappen.</p> <p>Zusammenbruch des im Normalbetrieb der Anlage gehaltenen Unterdruckes im RSG und Aufbau eines Differenzdruckes gegenüber der RSG-Umgebung.</p>
innerhalb 2 sec erwartet	<p>RS-Differenzdruckmessungen bewirken einen Abschluß der RSG-Lüftungsklappen als diversitäres Anregekriterium.</p> <p>Durch weitere Druckabsenkung im RDB und Druckaufbau im RSG werden die RS-Grenzwerte, die eine Reaktorschnellabschaltung einleiten, durchlaufen.</p>
bei ca. 10 sec	RSG-Druck hoch (1,3 bar)
bei ca. 12 sec	RDB-Druck niedrig ( $< 38 \text{ bar}$ )
innerhalb 100 sec erwartet	Folgeschaden an einem DE; Trennbruch eines DE-Rohres mit ca. 5 kg/sec Dampfaustritt.
nach weiteren 10 sec	Erreichen des Feuchtegrenzwertes $\geq 600 \text{ ppm}$ ; Abschalten und Entlasten des defekten DE.
bei 150 sec	Ausströmung aus dem RDB beendet.
bei ca. 10 min	<p>RSS-Grenzwert 'Kühlgasgesamtdurchsatz <math>&lt; 1,4 \%</math>' wird durchlaufen und fordert das HiKS an; damit verbunden ist die Abschaltung aller Gebläseeinheiten.</p> <p>Das diversitäre Anregekriterium 'Speisewasserdurchsatz <math>&lt; 10 \%</math>' wird ebenfalls durchlaufen.</p>
innerhalb weiterer 5 min	HiKS erbringt volle Leistung.

Tab. 6: Störfallablauf nach 'Großen Lecks im Primärkreislauf'

Da nicht ausgeschlossen werden kann, daß an strömungsungünstigen, thermisch hochbelasteten nicht wiederkehrend prüfbareren Bereichen (z.B. Helixbündel-Geradrohr-Endüberhitzer) des Dampferzeugers Vorschädigungen vorliegen und beim Druckentlastungsstörfall zusätzliche Belastungen gegenüber dem Normalbetrieb - insbesondere infolge des Ausströmens des Primärkühlmittels über den Dampferzeuger, an dem der Druckentlastungsstörfall ausgelöst wird - auftreten, ist ein Folgeschaden an diesem Dampferzeuger möglich.

Da keine belastbaren Angaben über die Eintrittswahrscheinlichkeit gemacht werden können, wird der Folgeschaden im Rahmen der Analyse mit der Wahrscheinlichkeit 1 berücksichtigt. Diese sicherlich extrem konservative Annahme ändert aber nichts an der insgesamt geringen Bedeutung großer Lecks im Primärkreislauf für das Risiko der Druckentlastungsstörfälle.

Als Folgeschaden wird der vollständige Abriß eines Heizrohres im betrachteten Dampferzeuger berücksichtigt. Nach /14/ beträgt die max. Leckrate bei Trennbruch eines Dampferzeugerrohres im kritischen Bereich des Frischdampfteils etwa 4,5 kg/s. Wegen der nach Druckentlastung größeren Druckdifferenz zwischen Sekundär- und Primärseite wird eine max. Leckrate von 5 kg/s angesetzt.

Ein Folgeversagen mehrerer Dampferzeuger aus gemeinsamer Ursache ist im vorliegenden Fall sehr unwahrscheinlich, da wesentlich höhere Belastungen und somit erheblich größere Leckquerschnitte, die extrem unwahrscheinlich sind, auftreten müßten.

### 3.3.3 Wassereinbruch in den Primärkreislauf

Der Eintritt des DE-Folgeschadens wird während der Druckentlastungsphase, d.h. innerhalb der ersten 100 sec nach Störfalleintritt erwartet. Aus der Bruchstelle strömen im Mittel 5 kg/sec Dampf in den Primärkreislauf. Etwa 10.sec nach Beginn des Wassereinbruchs wird ein Feuchtegrenzwert von 600 ppm am defekten Dampferzeuger detektiert.

Das Feuchtesignal löst die Abschaltung und Entlastung des defekten DE aus und regt unabhängig von der bereits erfolgten RESA die Abschaltkette nochmals an. Der Wassereinbruch ist nach Abschluß der DE-Entlastung beendet. Die eingeströmte Wassermenge von etwa 200 kg führt zu einer höheren Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreislauf (siehe A.3), die aber in Anbetracht der Störfallhäufigkeit unbedeutend ist. Das Abschalten weiterer DE und der Hilfswärmetauscher wird automatisch durch Verriegelung der Feuchtesignale der restlichen DE und der HWT verhindert.



Tritt ein Folgeschaden an mehr als einem DE auf, wird der DE, an dem das Feuchtekriterium zuerst anspricht, abgesperrt und entlastet. Weitere defekte Dampferzeuger werden bis zur Abschaltung des Hauptkühlsystems bespeist. Dadurch können erheblich größere Wassermengen in den Primärkreislauf einströmen, wovon der überwiegende Teil, entsprechend dem Verhältnis zwischen Primärkreis- und Reaktorschutzgebäudevolumen in das Reaktorschutzgebäude gelangt.

### 3.3.4 Belastung der Hilfswärmetauscher (HWT)

Infolge des DES ergibt sich eine Änderung der Belastungsrichtung am HWT von im Normalbetrieb 10 bar effektivem Außendruck auf 40 bar Innendruck. Die dadurch in den Rohren auftretenden Belastungen von  $\sim 20 \text{ N/mm}^2$  sind im Vergleich zur zulässigen Spannung von  $\sim 180 \text{ N/mm}^2$  vernachlässigbar /13/.

Die auftretenden He-Temperaturen stellen für die HWT-Rohre ebenfalls keine unzulässige Belastung dar, da sich aufgrund des guten Wärmeübergangs auf der Wasserseite die mittlere Rohrwandtemperatur nur geringfügig erhöht. Die Rohre des HWT werden ständig durch den NWA-Kühlwasserkreislauf gekühlt und die Kühlwassertemperatur am HWT-Austritt über ein Regelsystem auf ca. 200 °C gehalten.

Die kritische Stelle des HWT ist seine ungekühlte Tragstruktur. Sie stellt die bestimmende Belastungsgrenze dar.

Als betriebliche Dauer-Belastungstemperatur sind 920 °C definiert. Eine Überschreitung dieser Temperatur bis max. 1100 °C (sicherheitstechnische Belastungsgrenze) für die Dauer einer Stunde führt zu Strukturverformungen, die die Funktionsfähigkeit des HWT nicht beeinträchtigen, aber seinen Ausbau vor einer Wiederinbetriebnahme erfordern würden.

In /15/ wurde die Belastung des HWT im DES ohne Vorkühlung mit Abfuhr der Nachwärme über zwei Hilfskühlkreisläufe 5 min nach Anforderung des HKS ermittelt.

Danach wird die Auslegungstemperatur des HWT von 920 °C im Zeitbereich der ersten 2 Betriebsstunden überschritten. Die maximal auftretende Eintrittstemperatur beträgt nach ca. 1,2 h 942 °C (Abb. 20). Danach fällt die Temperatur stetig ab und erreicht nach 1,8 h wieder den Auslegungswert.

Die Belastungsgrenze von 1040 °C als Reparaturgrenzwert über 4 h wird nicht erreicht.

Ein Folgeschaden am HWT ist somit unwahrscheinlich und wird daher nicht betrachtet.

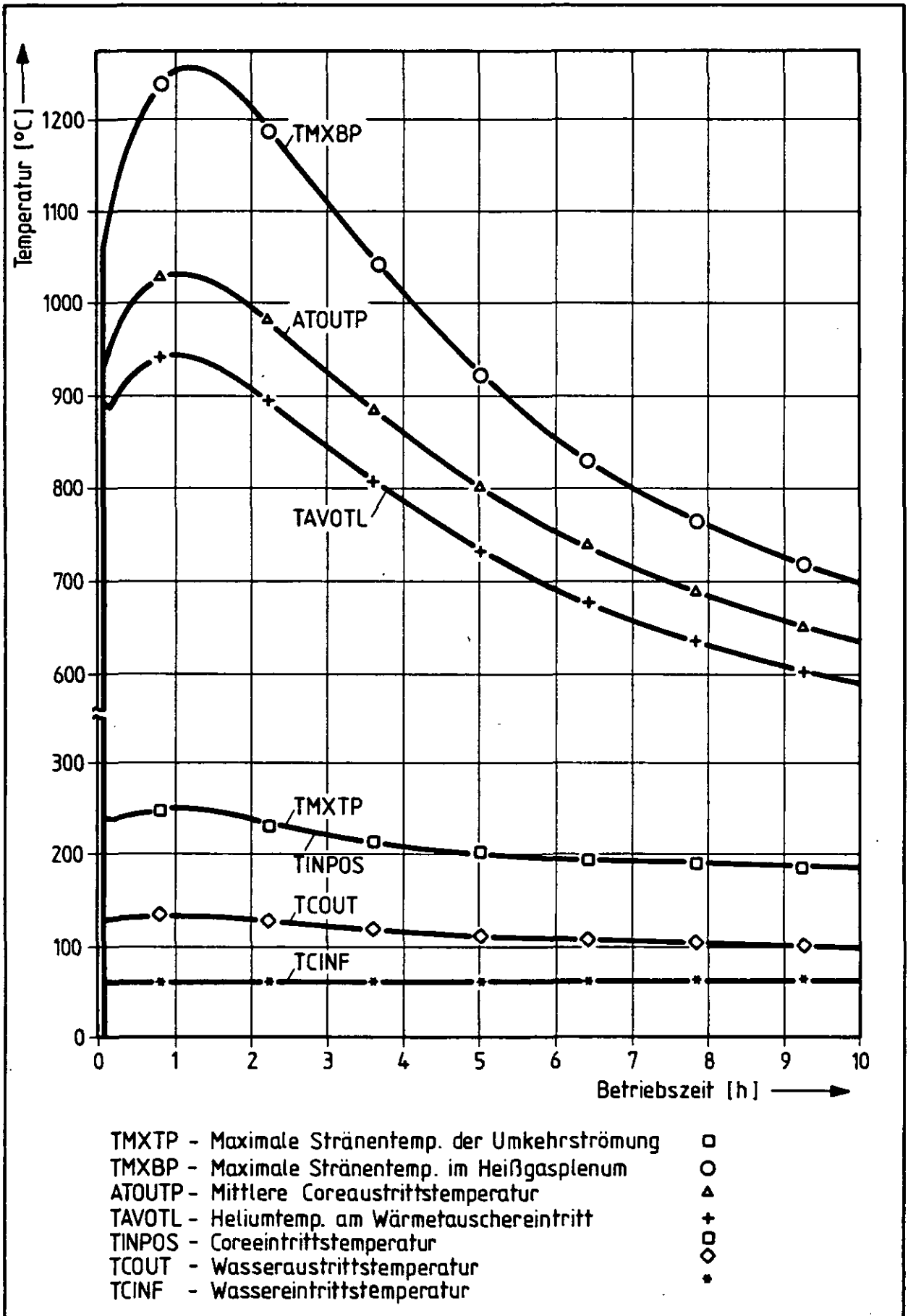


Abb. 20: NWA mit zwei HiKS-Kreisläufen

### 3.4 Druckentlastungsstörfälle durch 'Kleine Lecks im Primärkreislauf'

Druckentlastungen über 'Kleine Lecks im Primärkreislauf' ( $< 65 \text{ cm}^2$ ) sind bei Beachtung der in Kap. 3.1.6 aufgeführten Einschränkungen unwahrscheinlicher als Druckentlastungen über die Sicherheitsventile (Mittleres Leck im Primärkreislauf). Außerdem verlängert sich die Phase der Restdampfproduktion wegen der langsamen Druckentlastung derart, daß die Nachwärme langfristig mit dem Hauptkühlsystem durch Zuschalten des nach 20 min verfügbaren und zum Antrieb des Hauptkühlsystems benötigten Hilfsdampfes abgeführt werden kann.

Bei kleinen Lecks stehen somit zwei redundante Systeme zur Nachwärmeabfuhr zur Verfügung.

In A.2, Kap. 2.5 wurde die Nichtverfügbarkeit des Hilfsdampfes zum Zeitpunkt 20 min nach Störfalleintritt mit  $7,5 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung und Unsicherheitsfaktor 6 ermittelt. Das Ergebnis, das zu mehr als 90 % von Fehlhandlungen des Operators bestimmt wird (Fachband I, Kap. B /8/), liefert den dominierenden Beitrag zur Nichtverfügbarkeit des Hauptkühlsystems von etwa  $1 \cdot 10^{-1}$  pro Anforderung. Fehler im Hauptkühlsystem selbst tragen mit  $2 \cdot 10^{-2}$  pro Anforderung nur zu 20 % bei.

Zusammen mit der Ausfallwahrscheinlichkeit des hier als Redundanz zu betrachtenden Hilfskühlsystems ist daher die erwartete Häufigkeit für einen Ausfall der Nachwärmeabfuhr nach Eintritt eines kleinen Lecks  $3 \cdot 10^{-4}$  pro Reaktor-Jahr. Da mit Ausnahme dieses Ereignisses der weitere Ablauf des Störfalles mit dem 'Mittleren Leck im Primärkreislauf' identisch ist, haben alle Ereignisketten nach Eintritt eines 'Kleinen Lecks im Primärkreislauf' mindestens eine um den Faktor 100 geringere Häufigkeit. Kleine Lecks sind also, wie große Lecks, für das Risiko der Druckentlastungsstörfälle von untergeordneter Bedeutung.

#### 4. ZUSAMMENFASSUNG DER ERGEBNISSE DER EREIGNISABLAUFANALYSE

Leckagen des unter einem Druck von 50 bar stehenden Primärkreislaufes führen zum Ausströmen des Kühlgases. Am wahrscheinlichsten ist - mit einer erwarteten Häufigkeit von  $9 \cdot 10^{-3}$  pro Reaktor-Jahr - eine Druckentlastung über ein Sicherheitsventil des Reaktordruckbehälters. Der Ausströmquerschnitt beträgt  $180 \text{ cm}^2$ . Die Eintrittswahrscheinlichkeiten von Leckagen der Primärkreislaufabschlüsse durch Risse im Liner und Brüche von Heliumleitungen sind deutlich kleiner. Leckquerschnitte größer als  $645 \text{ cm}^2$  sind durch Mehrfachsicherungen sehr unwahrscheinlich. Die durch Ausströmen des Heliums aus Lecks von  $180 \text{ cm}^2$  bis  $645 \text{ cm}^2$  Querschnitt auftretenden Belastungen durch Druckgradienten und Temperaturtransienten sind nicht so verschieden, daß sie den Störfallablauf wesentlich beeinflussen. Die Abschätzung des Risikobeitrages von Druckentlastungen konnte sich daher auf einen als repräsentativ geltenden Störfallablauf nach Öffnen eines Sicherheitsventils konzentrieren.

Ein Folgeversagen des Reaktorschutzgebäudes oder der Kerneinbauten aufgrund von Belastungen durch direkt mit den Ausströmvorgängen verbundenen Druckgradienten und Temperaturtransienten ist unwahrscheinlich.

Eine Kernaufheizung wird auch bei Druckentlastungsstörfällen nur durch den Ausfall des Hilfskühlsystems eingeleitet. Zwei der vier Hilfskühlstränge sind in der Lage, die Nachwärme auch bei drucklosem Reaktor abzuführen. Nachspeisen von Primärkühlmittel ist nicht erforderlich. Druckentlastungsstörfälle leiten also keine Kernaufheizung aufgrund der niedrigeren Kühlgasdichte und der sich ändernden Gaszusammensetzung ein. Gelingt der Reaktorgebäudeabschluß und starten zwei der vier Hilfskühlstränge, so bleiben die in die Umgebung gelangenden Spaltproduktmengen unterhalb der zulässigen Grenzen. Die Auswirkungen der Druckentlastungsstörfälle auf die Umgebung sind im Hauptband beschrieben.

## Schrifttum

- /1/ 2. TEG des HTR-1160, II.A. Spannbetonkonstruktion, HRB/BBC, Stand 7.5.1974
- /2/ Rheinisch-Westfälischer Technischer Überwachungsverein: Sicherheitsgutachten über das 1160-MWe-Demonstrations-Kernkraftwerk mit Hochtemperaturreaktor, 1977
- /3/ 2. TEG des HTR-1160, II.B, D,E. HRB/BBC, Stand 7.5.1974
- /4/ Konsortium Brown, Boveri & Cie AG, Hochtemperatur Reaktorbau GmbH: 1160-MWe-HTR-Demonstrations-Kernkraftwerk Sicherheitsbericht, 1973/75
- /5/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Fachband IV zur Phase IB: Einwirkungen von außen, Jül-Spez-136/Bd.5, 1981
- /6/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Phase IB, Ergänzender Bericht: HTR-1160-Referenzanlage, KFA-ISF-IB-6/81
- /7/ General Atomic Company: HTGR Accident Initiation and Progression Analysis. Status Report for US-Department of Energy, GA-A 13617, 1976/77
- /8/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Fachband I zur Phase IB: Methoden, Daten, Modelle, Kap. B, Jül-Spez-136/Bd. 2, 1982
- /9/ G.W. Hannamann: GCR Reliability Data Bank. Status Report for US-Department of Energy, GA-A 14839, Juli 1978
- /10/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Fachband II zur Phase IB: Transienten mit Kernaufheizung, Kap. A.1, Jül-Spez-136/Bd.3, 1982
- /11/ Das Nachwärmeabfuhrsystem des HTR-1160, HRB-Bericht-Nr. 10/74, Stand Mai 1974
- /12/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen, Hauptband zur Phase IB: Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender Beibehaltung der Methoden und Modelle bei gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen, Jül-Spez-136/Bd.1, 1981
- /13/ Analyse wesentlicher Störfälle der Gesamtanlage, HRB-Bericht 12/75, Stand Juli 1975
- /14/ Erläuterungsbericht - Dampferzeuger HTR-1160, Information für Gutachter, HRB-Bericht vom 9.6.1975
- /15/ Das Nachwärmeabfuhrsystem des HTR-1160, HRB-Bericht, Stand März 1976

## Abbildungen

- Abb. 1 Querschnitt durch den Reaktordruckbehälter mit Heliumfließbild
- Abb. 2 Spannbetonbehälter (Schnitt durch die Behälterdecke)
- Abb. 3 Spannbetonbehälter (Schnitt durch den Behälterboden)
- Abb. 4 Beladerohr mit Abschlußdeckel
- Abb. 5 Abschluß der Dampferzeugerdurchführung
- Abb. 6 Abschlüsse der im Spannbetonbehälter integrierten Komponenten des Hilfskühlsystems
- Abb. 7 Reaktordruckbehälter-Druckentlastungssystem
- Abb. 8 Versorgungsleitungen des zweiten Abschaltsystems
- Abb. 9 Ereignisablauf 'Leck im Primärkreislauf'
- Abb. 10 Fehlerbaum 'Vollständiges Versagen der Beladerohrabschlüsse mit Austreiben der Steuerstabeinheit
- Abb. 11 Mögliche Druckentlastungsstörfälle über das Druckentlastungssystem
- Abb. 12 Fehlerbaum (B) 'Druckentlastung über  $180 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig geschlossen'
- Abb. 13 Fehlerbaum (C) 'Druckentlastung über  $180 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen'
- Abb. 14 Fehlerbaum (D) 'Druckentlastung über  $360 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen ( $180 \text{ cm}^2$ )'
- Abb. 15 Fehlerbaum (E) 'Druckentlastung über  $360 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen ( $360 \text{ cm}^2$ )'
- Abb. 16 Fehlerbaum (G) 'Druckentlastung über  $180 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig geschlossen'
- Abb. 17 Fehlerbaum (H) 'Druckentlastung über  $180 \text{ cm}^2$  Leck am Druckentlastungssystem, RDB langfristig offen ( $180 \text{ cm}^2$ )'
- Abb. 18 Transienten beim Druckentlastungsstörfall ( $645 \text{ cm}^2$ ), NWA 12 min mit HaKS, anschließend mit 2 Hilfskühlkreisläufen
- Abb. 19 Ereignisablaufdiagramm 'Mittleres Leck im Primärkreislauf'
- Abb. 20 Temperaturverlauf nach einer Druckentlastung und Kühlung mit zwei Hilfskühlsträngen ohne Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem

## Tabellen

- Tab. 1 Durchführungen und Schächte, die mit der Kernkaverne direkt oder indirekt in Verbindung stehen
- Tab. 2 Maximal freiwerdende Querschnitte bei Versagen der RDB-Durchführungen mit intakten Durchflußbegrenzern
- Tab. 3 Ausfallraten und Nichtverfügbarkeiten der Armaturen des Druckentlastungssystems
- Tab. 4 Beiträge des Druckentlastungssystems zu den Eintrittswahrscheinlichkeiten eines Druckentlastungsstörfalles
- Tab. 5 Störfallablauf nach 'Mittleren Lecks im Primärkreislauf'
- Tab. 6 Störfallablauf nach 'Großen Lecks im Primärkreislauf'